

SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA VIGA-PILAR

GONÇALO NUNO CUNHA COSTA

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS

Orientador: Professor Doutor Rui Artur Bártolo Calçada

Coorientador: Doutor José Antnio Fonseca de Oliveira Correia

JULHO DE 2016

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2015/2016

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446



miec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440



feup@fe.up.pt



<http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2015/2016 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2016.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

A meus Pais e Irmão

*“You can't just turn on creativity like a faucet. You have to be
in the right mood. What mood is that? Last-minute panic.”*

Bill Watterson

AGRADECIMENTOS

Gostava de expressar a minha gratidão em relação a algumas pessoas, decisivas para o resultado final desta dissertação.

Ao Doutor José Correia e ao Prof. Dr. Rui Calçada, pelo acompanhamento prestado durante todo o trabalho.

Aos meus pais, Fátima e Gastão, pelo apoio e amor incondicional.

Ao meu irmão, e melhor amigo, Luís, pelo apoio e entretenimento.

À minha namorada Océane, pelo malabarismo a que me “obrigou” durante este último ano. Valeu a pena!

Aos meus amigos, pela companhia, pelo albergue, pelos momentos boémios.

RESUMO

A presente dissertação tem como principal tema a simulação do comportamento à fadiga de uma ligação rebitada viga-pilar, apresentando os resultados de um modelo de previsão da iniciação da fenda. Para o efeito, foi utilizado um modelo de elementos finitos realizado por António Silva no contexto do Projeto Europeu FADLESS relativo a um detalhe estrutural da Ponte do Trezói. Também do trabalho de Silva foram retiradas a caracterização do comportamento à fadiga de ligações rebitadas e o comportamento à fadiga do aço S235 (propriedades mecânicas e químicas, respostas elasto-plásticas cíclicas, relações deformação-vida).

Este trabalho prende-se essencialmente com a análise das consequências da alteração dos parâmetros do modelo de elementos finitos (fatores de contacto e penetração e pré-esforço). As alterações dos fatores FKN e FTOLN procuram confirmar o modo de deformação dominante e a convergência, respetivamente. O pré-esforço, por seu lado, é o parâmetro de previsão mais incerto. A força de aperto da ligação produz um complexo estado de tensão triaxial na vizinhança do furo do rebite. Dada a incerteza relativamente ao comprimento de aperto, à técnica de ligação, à temperatura e à qualidade da rebiteagem do detalhe estrutural da Ponte do Trezói, foram testadas três tensões de pré-esforço (20, 30 e 40 MPa). Os resultados das previsões à fadiga foram comparados com os resultados experimentais disponíveis.

PALAVRAS-CHAVE: Ligação rebitada, Fadiga, Iniciação, Método dos Elementos Finitos, Força de aperto.

ABSTRACT

The main topic of this dissertation is the simulation of the fatigue behaviour of a beam-column riveted connection. The results of a crack initiation prediction model are presented. For this purpose, it was used the finite element model developed by António Silva as part of the European Project FADLESS about a structural detail of the Trezói Bridge. It was also taken from Silva's work the characterization of the fatigue behaviour of riveted connections and of the steel S235 (chemical and mechanical properties, cyclic elastoplastic behaviour and strain-life).

The main goal of this work is the analysis of the consequences associated with the change of the finite element model parameters (contact and penetration factors and clamping). The change in the FKN and FTOLN factors aims to confirm the dominant deformation mode and the convergence of the model. Finally, clamping is the most unreliable parameter. The clamping force generates a complex triaxial stress condition near the rivet hole. Given the uncertainty associated with the grip length, connection technique, temperature and riveting quality of the structural detail of the Trezói Bridge, three different clamping stresses were tested (20, 30 and 40 MPa). The results of the fatigue predictions were then compared with Silva's results and the available experimental values.

KEYWORDS: Riveted connection, Fatigue, Initiation, Finite Element Method, Clamping stress.

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	V
RESUMO	VII
ABSTRACT	IX
1 INTRODUÇÃO	23
1.1. MOTIVAÇÃO	23
1.2. OBJETIVO	23
1.3. ORGANIZAÇÃO	23
1.4. DEFINIÇÃO DE REBITE	24
1.5. UTILIZAÇÃO DAS LIGAÇÕES REBITADAS EM ESTRUTURAS METÁLICAS	25
2 ESTADO DA ARTE	27
2.1. SÍNTESE HISTÓRICA	27
2.2. CÓDIGOS DE PROJETO	28
2.2.1. EUROCÓDIGO	28
2.2.2. BRITISH STANDARD 5400	31
2.2.3. AASHTO	33
2.3. MÉTODOS DE ANÁLISE À FADIGA	34
2.3.1. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NAS TENSÕES	34
2.3.2. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NAS DEFORMAÇÕES	35
2.3.3. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NA ENERGIA	36
2.3.4. ABORDAGENS BASEADAS NA MECÂNICA DA FRATURA	37
2.4. PROCEDIMENTOS PARA A PREVISÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE LIGAÇÕES	42
2.4.1. PROCEDIMENTO CLÁSSICO BASEADO NA INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO	42
2.4.2. PROCEDIMENTO BASEADO NO MODELO LOCAL UNIFICADO PROBABILÍSTICO	44
2.4.3. PROCEDIMENTO BASEADO NA MECÂNICA DA FRATURA	49
3 ESTUDO EXPERIMENTAL DE FADIGA DO AÇO S235 E DA LIGAÇÃO REBITADA VIGA-PILAR	51
3.1. INTRODUÇÃO	51
3.2. COMPORTAMENTO MECÂNICO E À FADIGA DO S235	51
3.2.1. PROPRIEDADES MECÂNICAS E QUÍMICAS	51
3.2.2. COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO DO S235	54

3.2.3. MODELO DEFORMAÇÃO-VIDA DO AÇO S235.....	56
3.3. RESISTÊNCIA À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA VIGA-PILAR	56
3.3.1. DESCRIÇÃO DA LIGAÇÃO.....	57
3.3.2. PROGRAMA EXPERIMENTAL DE FADIGA DA LIGAÇÃO	61
3.3.3. ANÁLISE ESTATÍSTICA DOS DADOS DE TESTE À FADIGA	62
3.3.4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	63
3.4. CONCLUSÕES.....	64
4 MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO VIGA-PILAR.....	65
4.1. INTRODUÇÃO	65
4.2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO.....	65
4.2.1. FENDA DE INICIAÇÃO	71
4.2.2. FATORES FKN/FTOLN.....	71
4.2.3. PRÉ-ESFORÇO.....	71
4.3. SIMULAÇÃO DA INICIAÇÃO.....	72
4.4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	74
4.4.1. DETERMINAÇÃO DA TENSÃO NOMINAL	74
4.4.2. INFLUÊNCIA DOS FATORES FKN/FTOLN.....	76
4.4.3. DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES LOCAIS	78
4.4.4. CURVAS S-N	81
4.5. CONCLUSÕES.....	82
5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	85
5.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES	85
5.2. TRABALHOS FUTUROS	86
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	87

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Parâmetros geométricos de um rebite [1].....	24
Figura 1.2 – Parâmetros geométricos de uma ligação rebitada [1]	25
Figura 1.3 – Parc du Cinquantenaire, em Bruxelas [7]	26
Figura 1.4 – Conwy Bridge, em Gales [8]	26
Figura 2.1 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões normais [20]	30
Figura 2.2 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões tangenciais [20].....	31
Figura 2.3 – Típica relação $\sigma_R - N$ [21]	32
Figura 2.4 – Resumo da linha médias das curvas σ_R-N [21]	32
Figura 2.5 – Curvas S-N do código AASHTO [22]	34
Figura 2.6 – Modos puros de carga I, II e III, respetivamente [34]	38
Figura 2.7 – Regimes de propagação de fendas por fadiga [19].....	38
Figura 2.8 – Método do Ponto (a) e Método da Linha (b) [39].....	40
Figura 2.9 – VCCT: nomenclatura na computação da taxa de libertação de energia [71]	41
Figura 2.10 – Procedimento de uma análise probabilística da vida à fadiga em ligações rebitadas [59]	44
Figura 2.11 – Configuração das fendas de acordo com o modelo UniGrow: a) fenda e blocos elementares do material; b) forma da fenda sob tração máxima e compressão mínima [62]	45
Figura 2.12 – Representação dos blocos do material ao longo do caminho de propagação de fendas numa reentrância [19]	47
Figura 2.13 – Procedimento para a estimativa do campo probabilístico de iniciação de fendas de fadiga numa reentrância [64].....	47
Figura 2.14 – Procedimento para a estimativa do campo probabilístico de propagação de fendas de fadiga numa reentrância [64].....	48
Figura 2.15 – Procedimento geral na previsão de curvas S-N baseada na Mecânica da Fratura [56]	50
Figura 3.1 – Propriedades mecânicas dos aços S235 à temperatura ambiente [66]	52
Figura 3.2 – Força de impacto absorvida pelos aços S235 durante a fratura [66]	52
Figura 3.3 – Composição química dos aços S235 para produtos homogêneos e extensos [66].....	53
Figura 3.4 – Limites superiores aplicáveis na análise dos aços S235 [66]	53
Figura 3.5 – Máxima percentagem dos valores equivalentes de carvão (Carbon Equivalent Values ou CEV) [66]	53
Figura 3.6 – Amostra homogênea plana do S235 (dimensões em mm) [34]	54
Figura 3.7 – Ciclos de histerese tensão-deformação para as 13 amostras de S235 [34]	55
Figura 3.8 – Evolução das amplitudes de tensão (S235) [34]	55

Figura 3.9 – Dados totais de vida-deformação para o aço S235 [34].....	56
Figura 3.10 – Vista da Ponte do Trezói [73, 83].....	57
Figura 3.11 – Representação técnica da Ponte do Trezói: elevação e vista no plano [73, 83].....	57
Figura 3.12 – Localização do nó potencialmente crítico na Ponte do Trezói [73, 83]	58
Figura 3.13 – Detalhe estrutural selecionado: ligação rebitada entre a viga transversal e a viga longitudinal superior [73, 83]	58
Figura 3.14 – Geometria das amostras rebitadas R1 [34]	59
Figura 3.15 – Amostra de pequena escala montada numa estrutura rígida e sob um atuador servo-hidráulico de 10 toneladas [34]	61
Figura 3.16 – Curvas S-N das amostras rebitadas da série R1 [34]	64
Figura 4.1 – Modelo de elementos finitos global.....	66
Figura 4.2 – Discretização da viga IPE220	66
Figura 4.3 – Discretização da cantoneira L120x120x12	67
Figura 4.4 – Discretização do rebite.....	67
Figura 4.5 – Discretização da ligação rebitada: a) vista da direita; b) vista de frente	68
Figura 4.6 – Contacto entre a cabeça do rebite e a cantoneira: a) superfície de contacto (cabeça do rebite) no contexto do modelo; b) superfície alvo (cantoneira) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (cabeça do rebite); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (cantoneira)	69
Figura 4.7 – Contacto entre a espiga do rebite e a superfície do furo na cantoneira: a) superfície de contacto (espiga do rebite) no contexto do modelo – vista do lado direito da cantoneira; b) superfície alvo (superfície do furo na cantoneira) no contexto do modelo – vista do lado direito da cantoneira; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (espiga do rebite); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (superfície do furo na cantoneira)	69
Figura 4.8 – Contacto entre a espessura da viga e a espiga do rebite: a) superfície de contacto (espessura da viga) no contexto do modelo; b) superfície alvo (espiga do rebite) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (espessura da viga); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (espiga do rebite)	70
Figura 4.9 – Contacto entre a cantoneira e a viga: a) superfície de contacto (cantoneira) no contexto do modelo; b) superfície alvo (viga) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (cantoneira); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (viga)	70
Figura 4.10 – Força de aperto do rebite que comprime as chapas [1]	72
Figura 4.11 – Tensões circunferenciais e radiais próximas do furo do rebite originadas pela força de aperto [78]	72
Figura 4.12 – Curva cíclica do aço S235	73
Figura 4.13 – Geometria do perfil IPE220 e das ligações rebitadas [34] [81]	75
Figura 4.14 –Evolução do pré-esforço com a temperatura para cada uma das combinações dos fatores FKN/FTOLN	77

Figura 4.15 –Evolução do pré-esforço com a temperatura para $FKN=0.1$	78
Figura 4.16 – Evolução do pré-esforço com a temperatura para $FKN=1.0$	78
Figura 4.17 – Tensões locais na viga para a combinação 7	79
Figura 4.18 – Tensões locais no furo para a combinação 7	80
Figura 4.19 – Curvas S-N, comparando os resultados do modelo numérico com o programa experimental e com a curva da classe 71 do EC3	82

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Valores recomendados para o coeficiente parcial para a resistência à fadiga [20]	29
Quadro 3.1 – Programa experimental de fadiga para amostras homogéneas planas de S235 [34]....	54
Quadro 3.2 – Comparação entre a ligação viga transversal-viga longitudinal da Ponte do Trezói e a amostra rebitada reduzida [34].....	60
Quadro 3.3 – Dados experimentais de teste à fadiga para a série R1 [34].....	61
Quadro 3.4 – Resumo dos dados de regressão linear da série R1 [34].....	63
Quadro 4.1. – Módulo de elasticidade e propriedades cíclicas para o aço S235 [34].....	73
Quadro 4.2. – Constantes da relação deformação-vida para o aço S235.....	74
Quadro 4.3. – Tensões nominais para os carregamentos de 25, 20 e 15kN na secção com furos.....	75
Quadro 4.4. – Tensões nominais para os carregamentos de 25, 20 e 15kN na secção sem furos.....	75
Quadro 4.5. – Combinações FKN/FTOLN	76
Quadro 4.6. – Valores do pré-esforço com a variação da temperatura para as quatro combinações .	76
Quadro 4.7. – Combinações dos fatores FKN/FTOLN e do pré-esforço	79
Quadro 4.8. – Deformações locais e número de ciclos de falha para as oito combinações	80
Quadro 4.9. – Tensões locais máximas no furo da viga e número de ciclos de falha para a secção com furos	81
Quadro 4.10. – Tensões locais máximas na extremidade da viga e número de ciclos de falha para a secção sem furos	81

SÍMBOLOS, ACRÓNIMOS E ABREVIATURAS

LATIM

A – parâmetro relacionado com o tempo de vida limiar em modelos de fadiga probabilísticos

a – comprimento da fenda

a_i – comprimento inicial da fenda

a_f – comprimento crítico da fenda

Δa – incremento da fenda

B – parâmetro relacionado com o tempo de vida limiar em modelos probabilísticos de fadiga

b – expoente de resistência à fadiga

C – constante do material; parâmetro relacionado com o limite da resistência à fadiga em modelos probabilísticos

C_x – coordenada segundo o eixo x

C_y – coordenada segundo o eixo y

c – expoente de ductilidade à fadiga

da/dN – taxa de propagação da fenda de fadiga

D – diâmetro

D – dano total por fadiga na regra de Palmgren-Miner

d – diâmetro da espiga do rebite

E – módulo de elasticidade

e – espessura

$(\Delta F)_n$ – resistência à fadiga

$(\Delta F)_{TH}$ – limiar de resistência à fadiga para gamas de tensão de constante amplitude

g – comprimento de aperto da ligação rebitada

h – profundidade da cabeça do rebite

ΔJ – Densidade da libertação de energia de deformação

K – fator de intensidade de tensões

K_I – fator de intensidade de tensões do modo I de propagação

K_{II} – fator de intensidade de tensões do modo II de propagação

K' – coeficiente de resistência cíclica

K_c – resistência à fratura característica do material

K_{eq} – fator de intensidade de tensões equivalente

K_{max} – fator de intensidade de tensões máximo

K_{min} – fator de intensidade de tensões mínimo

ΔK – gama do fator de intensidade de tensões

ΔK_{th} – limiar da gama do fator de intensidade de tensões

ΔK_{up} – limite da gama do fator de intensidade de tensões

k_f – fator de concentração de tensões do EC3

k_t – fator de concentração de tensões elásticas

L – distância crítica na TCD

m – constante do material

N – número de ciclos (vida à fadiga)

N_0 – número de ciclos de referência

N_f – número de ciclos de falha

N_i – número de ciclos para iniciação da fenda; número de ciclos de uma amostra i

N_p – número de ciclos de propagação da fenda

n – expoente de endurecimento por deformação

n' – expoente de endurecimento cíclico

n_i – número de ciclos de carga para uma gama de tensões na regra de Palmgren-Miner

p – probabilidade de falha

R – raio de curvatura

R – razão de tensões

R^2 – coeficiente de determinação

W – comprimento característico; largura

W – medida de energia; aplicação de uma força ao longo de um deslocamento

ΔW – gama de energia de deformação total por ciclo

ΔW^P – densidade da energia de deformação plástica por ciclo

ΔW^t – densidade da energia de deformação elástica por tração

ΔW^t_0 – gama da energia total de deformação correspondente ao limite de fadiga

Y – variável dependente da geometria do material e da dimensão da fenda

GREGO

α – constante do material

α_t – constante do material

β – parâmetro de forma do modelo de Weibull

γ – parâmetro de ajuste de curva; expoente da equação do crescimento da fenda por fadiga

γ_{Mf} – coeficiente parcial de resistência à fadiga do EC3

δ – parâmetro de escala do modelo de Weibull

ε - deformação

ε'_f – coeficiente de ductilidade à fadiga

ε_a – amplitude de deformação

$\Delta\varepsilon$ - gama de deformação

$\Delta\varepsilon^E$ – gama de deformações elásticas

$\Delta\varepsilon^P$ – gama de deformações plásticas

$\Delta\varepsilon_{loc}$ – gama de deformações locais

η – constante do material

κ_t – constante do material

λ – parâmetro limiar do modelo de Weibull

ρ^* – tamanho de um bloco elementar do material; raio da extremidade da reentrância

σ – tensão

σ_0 – tensão de cedência cíclica; tensão limite de fadiga

σ'_f – coeficiente de resistência à fadiga

σ_m – tensão média

σ_{max} – tensão máxima

σ_{min} – tensão mínima

σ_{pmax} – tensão principal máxima

σ_R – gama de tensões normais ou tangenciais no código BS5400

$\Delta\sigma$ – gama de tensões

$\Delta\sigma_0$ – limite de resistência à fadiga

$\Delta\sigma_C$ – valor de referência da resistência à fadiga para $N_c = 2$ milhões de ciclos

$\Delta\sigma_D$ – limite de fadiga para gamas de tensões de amplitude constante para um número de ciclos N_D

$\Delta\sigma_i$ – gama de tensões de uma amostra i

$\Delta\sigma_L$ – limite de truncatura para gamas de tensões correspondentes a um número de ciclos N_L

$\Delta\sigma_{loc}$ – gama de tensões locais

$\Delta\sigma_{net}$ – gama de tensões úteis

$\Delta\sigma_{nom}$ – gama de tensões nominais

$\Delta\sigma_R$ – resistência à fadiga para a gama de tensões normais

$\Delta\sigma_{TR}$ – resistência à fadiga para a gama de tensões tangenciais

ACRÓNIMOS

AASHTO – American Association of State Highway and Transportation Officials

ANSYS® – Swanson Analysis Systems

ASTM – American Society for Testing and Materials

BS5400 – British Standard 5400

CEV – *Carbon Equivalent Values* ou Valores Equivalentes de Carvão

CT – *Compact Tension* ou Tração Compacta

DIC – *Digital Image Correlation*

DE – *Displacement Extrapolation* ou Extrapolação dos Deslocamentos

EC3 – Eurocódigo 3

EIFS – *Equivalent Initial Flaw Size* ou Tamanho de Imperfeição Inicial Equivalente

FADLESS – Fatigue Damage Control and Assessment for Railways Bridges

MFEL – Mecânica da Fratura Elástica Linear

MFEP – Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

SWT – Smith, Watson e Topper

TCD – *Theory of Critical Distances* ou Teoria das Distâncias Críticas

VCCT – *Virtual Crack Closure Technique* ou Técnica de Fecho Virtual da Fenda

1

INTRODUÇÃO

1.1. MOTIVAÇÃO

Outrora o método de ligação preferencial, as ligações rebitadas deixaram praticamente de ser utilizadas em meados do século XX. O estudo da fadiga, no entanto, seguiu um caminho antagónico, começando a ser estudado de forma profunda apenas durante o século XX. Desta forma, à construção destas pontes estão associadas inúmeras incertezas, como são o caso dos carregamentos considerados ou dos métodos de ligação. A construção de novas infraestruturas implicaria um custo demasiado elevado, pelo que as organizações governamentais têm acentuado a sua preocupação com a manutenção e a avaliação da vida residual destas estruturas metálicas rebitadas. É o caso da Ponte do Trezói, no concelho de Mortágua, inaugurada em 1882 [72] [79]. Esta ponte tem sido selecionada como caso de estudo com alguma frequência, tanto em projetos de investigação como a nível académico [73], existindo, por isso, uma quantidade considerável de informação disponível relativamente às propriedades mecânicas dos materiais e aos carregamentos típicos.

1.2. OBJETIVO

A presente proposta tem como tema principal a simulação do comportamento à fadiga de uma ligação rebitada viga-pilar da ponte do Trezói. Este estudo visa, essencialmente, a apresentação de resultados do modelo de previsão da vida à fadiga de ligações rebitadas baseado na fase de iniciação da fenda, analisando as consequências da alteração dos parâmetros do modelo de elementos finitos (fatores de contacto e penetração e pré-esforço).

Para a avaliação da fase de iniciação de fendas de fadiga é necessária a determinação das histórias das deformações e tensões elasto-plásticas nesses pontos críticos, recorrendo a modelos de elementos finitos paramétricos da ligação e a abordagens baseadas nas deformações e tensões locais.

O comportamento à fadiga da ligação inclui as respostas elasto-plásticas cíclicas, as relações deformação-vida e a resistência à propagação de fendas de fadiga. Os resultados das previsões à fadiga foram comparados com os resultados experimentais disponíveis.

1.3. ORGANIZAÇÃO

Este trabalho é composto por cinco capítulos. O presente introduz o trabalho desenvolvido, incluindo a definição de rebite e a história da aplicação de ligações rebitadas em estruturas metálicas.

O segundo capítulo descreve o estado da arte - principais contribuições para o estudo da fadiga, normas dos códigos de projeto, métodos de análise à fadiga e procedimentos para a previsão da vida à fadiga de ligações.

O terceiro capítulo apresenta o trabalho experimental desenvolvido por António Silva [34] na caracterização do comportamento à fadiga do aço S235 e da ligação rebitada viga-pilar.

O capítulo 4 descreve o modelo de elementos finitos da ligação, a influência dos fatores FKN e FTOLN do código ANSYS®, o método escolhido para a simulação da iniciação de fendas e os resultados do mesmo.

O quinto e último capítulo resume as principais conclusões retiradas do trabalho e sugere trabalhos futuros relacionados com o tema.

1.4. DEFINIÇÃO DE REBITE

Um rebite fabricado (Figura 1.1) surge do esmagamento do final do segmento de corte de uma barra cilíndrica de ferro ou aço, que se transforma assim na espiga do rebite. Esta operação tem algumas variantes: manual ou mecânica, conduzida *in-situ* ou em fábrica, a quente ou a frio. Os parâmetros geométricos que definem um rebite são o diâmetro da espiga, d , e o diâmetro (D), a profundidade (h) e o raio de curvatura (R) da cabeça. A forma esférica da cabeça do rebite é a mais comum. [1]

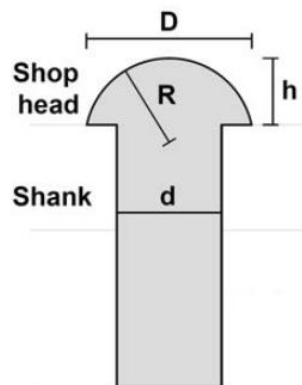


Figura 1.1 – Parâmetros geométricos de um rebite [1]

Na rebiteagem a quente, e tal como sugere a designação, o rebite é aquecido antes de ser instalado numa ligação. Esta técnica inclui três passos: furo das chapas de ligação, aquecimento do rebite num forno até uma temperatura entre os 950°C e os 1100°C e encaixe da espiga no furo do rebite.

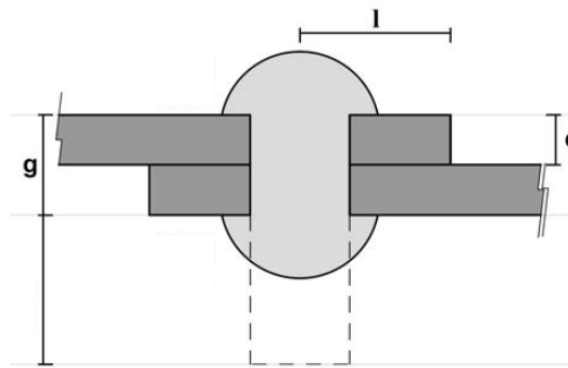


Figura 1.2 – Parâmetros geométricos de uma ligação rebitada [1]

Ao contrário da rebiteagem a frio, este método tem uma influência positiva e significativa na resistência ao desliz da ligação na superfície de contacto. A resistência ao atrito é originada pela compressão lateral, ou força de aperto, aplicada pelas cabeças dos rebites nas chapas comprimidas entre si. O comprimento de aperto, g , representa a espessura total da ligação, resultado da soma da espessura de cada chapa, e (Figura 1.2) [1]

1.5. UTILIZAÇÃO DAS LIGAÇÕES REBITADAS EM ESTRUTURAS METÁLICAS

Principal técnica de ligação entre os anos 40 do século XIX e os anos 40 do século XX, a rebiteagem a quente teve uma inegável influência no desenvolvimento de estruturas de suporte em ferro e aço. Este uso generalizado está intimamente associado à Revolução Industrial, sinónimo de grandes descobertas e avanço tecnológico na indústria mineira, metalurgia, transporte, abastecimento de energia e maquinaria. [2]

A área da caldeiraria foi pioneira, ainda no princípio do século XIX. Também nessa altura, a rebiteagem a quente difundiu-se na construção naval, respondendo à expansão do tráfego marítimo e das trocas comerciais. Inevitavelmente, estas duas áreas acabaram por dar forma à tecnologia e ao dimensionamento de ligações rebitadas em aplicações estruturais. [2]

Essa influência começou a notar-se por volta de 1850 na construção de pontes de amplo vão em ferro forjado no Reino Unido. Progressivamente, e a partir do final do século XIX, o ferro forjado daria lugar ao aço como material de construção padrão. [3]

Para além da utilização em pontes, a aplicabilidade das ligações rebitadas estendeu-se desde estações de comboios e grandes armazéns até habitações e edifícios públicos, sendo mesmo características do estilo arquitetónico *Art Nouveau*. [1]

No entanto, este domínio da utilização das ligações rebitadas sofreu um revés no início do século XX [4], coincidindo com a fase em que o custo laboral assumiu grande importância para o custo global. Gradualmente os parafusos foram substituindo os rebites [5], até que estes últimos deixaram praticamente de serem utilizados após a Segunda Guerra Mundial. [1]

Também a introdução de técnicas de soldadura prejudicou a rebiteagem, principalmente na construção naval. Aqui, as principais vantagens da soldadura eram o menor peso próprio, custo global e a rapidez. Ainda assim, do ponto de vista estrutural, as ligações rebitadas mostraram a sua superioridade, especialmente em pontes sujeitas ao fenómeno de fadiga. [6, 1]

Hoje em dia, tem-se assistido à reintrodução da rebiteagem a quente em projetos de renovação de edifícios em que as ligações rebitadas são parte integral do seu valor histórico. São bons exemplos disso mesmo as reabilitações do salão norte do Parc du Cinquantenaire (Figura 1.3), na Bélgica, construído em 1888, e da ponte Conwy, em Gales, de 1849 (Figura 1.4). [1]



Figura 1.3 – Parc du Cinquantenaire, em Bruxelas [7]

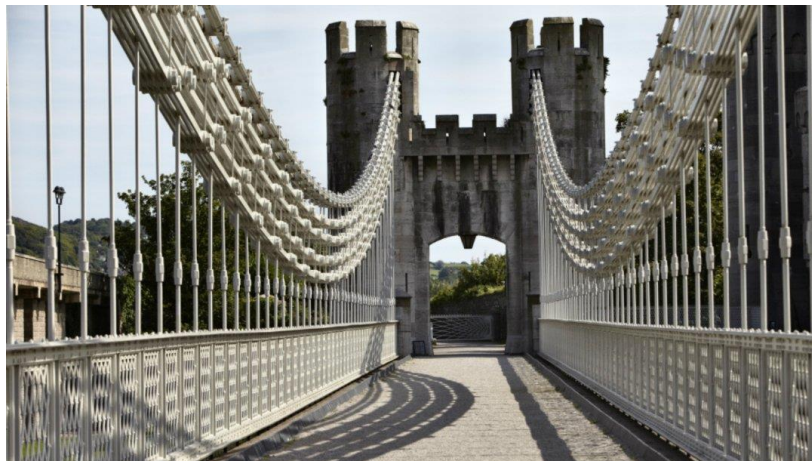


Figura 1.4 – Conwy Bridge, em Gales [8]

2 ESTADO DA ARTE

2.1. SÍNTESE HISTÓRICA

O estudo da resistência de correntes de ferro utilizadas na indústria mineira e sujeitas a carregamentos cíclicos foi a primeira análise sobre os efeitos da fadiga. O responsável foi o Engenheiro alemão Wilhelm Albert, no distante ano de 1829. Apenas 25 anos depois, no entanto, foi introduzido o conceito “fadiga”, por Braithwaite. Entretanto, em 1843, Rankine já havia destacado o efeito prejudicial da concentração de tensões em componentes dos comboios. [9]

Os prolongados estudos do alemão August Wöhler, entre 1852 e 1869, revelaram-se muito importantes para a caracterização da resistência à fadiga de eixos de comboios. Wöhler foi pioneiro não só no dimensionamento e construção de máquinas de teste, mas principalmente na ênfase dada ao papel da gama de tensões e das tensões médias nos danos por fadiga. A sua contribuição também se estendeu à medição de cargas de serviço e ao dimensionamento para a vida finita. [9]

Em 1910, Basquin converteu as tabelas de resultados de Wöhler em curvas S-N (ou curvas de Wöhler), usando uma escala logarítmica dupla e descrevendo-as da seguinte forma:

$$N_i \cdot \Delta\sigma_i^m = C \quad (2.1.)$$

O número de ciclos de carga com uma gama de tensões $\Delta\sigma_i$, ou seja, a vida à fadiga, é representada por N_i . Os parâmetros m e C dependem dos detalhes construtivos e dos materiais. [10]

Em 1886, outro alemão, Johann Bauschinger, identificou a variação do limite elástico dos metais [11], marcando indiscutivelmente grande parte dos métodos aplicados ao estudo da fadiga para pequenos ciclos de carga [12] [13], como é o caso do proposto por Coffin e Manson em 1954:

$$\frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N_f)^c \quad (2.2.)$$

Esta equação relaciona a gama de deformações plásticas, $\Delta\varepsilon^P/2$, com o número de reversões de falha, $2N_f$. O parâmetro c é o expoente de ductilidade à fadiga, característico do material. O coeficiente de ductilidade à fadiga é representado por ε'_f .

Palmgren introduziu o conceito de acumulação linear de dano, em 1924 [14, 10], sendo seguido por Miner, em 1945 [15], originando a regra de Palmgren-Miner:

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (2.3.)$$

Nesta equação, D representa o dano total por fadiga acumulado durante um certo período, n_i é o número de ciclos de carga associado a uma gama de tensões $\Delta\sigma_i$ para esse período e N_i é a vida à fadiga do detalhe construtivo em estudo para ciclos com essa gama de tensões. A apreciada simplicidade desta regra também lhe valeu, no entanto, críticas no que toca ao seu fundamento físico e aos seus resultados pouco conservativos. [16]

Irwin introduziu, em 1957, um fator de intensidade de tensões, K , que concretizava os primeiros passos dados na Mecânica da Fratura pelas análises de tensão de Inglis (1913) e pelos conceitos de energia de Griffith (1921). [17]

Nos anos 60 assistiu-se a uma evolução da Mecânica da Fratura e da sua aplicação à fadiga, com especial destaque para a proposta de Paris, Gomez e Anderson, em 1961. [18]

Contudo, e apesar da evolução significativa na compreensão do fenómeno da fadiga e no dimensionamento de estruturas e de componentes mecânicos sujeitos a cargas dinâmicas, alguns temas ainda requerem alguma pesquisa. São os casos da fadiga por corrosão, dos efeitos das altas temperaturas e da fadiga multi-axial, originada por cargas desproporcionais e de amplitude variável. [19]

2.2. CÓDIGOS DE PROJETO

A avaliação do comportamento à fadiga de estruturas metálicas e mistas é um tópico relevante em Engenharia Civil, pelo que grande parte dos códigos de projeto apresentam metodologias para o tratar.

Este capítulo aborda o Eurocódigo, referência na União Europeia, o British Standard 5400 e o código da American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), apontando as principais diferenças entre cada um.

Todos estes códigos usam métodos simples de avaliação da fadiga, baseados na regra de Palmgren-Miner e em curvas S-N. [10]

2.2.1. EUROCÓDIGO

O Eurocódigo é uma tentativa de combinar o conhecimento estrutural existente na Europa, de forma a otimizar e homogeneizar as normas por todo o continente.

O comportamento à fadiga de estruturas metálicas está incluído no Eurocódigo 3, Parte 1-9. [20] Aí são apresentados dois métodos de avaliação diferentes: método do dano controlado e método do tempo de vida garantido.

O método do dano controlado deverá assegurar, com uma fiabilidade aceitável, que a estrutura terá um comportamento satisfatório durante o seu valor de cálculo do tempo de vida, na condição de ser implementado, durante esse período, um programa de inspeção e manutenção destinado a detetar e a corrigir o dano por fadiga.

O método do tempo de vida garantido deverá assegurar, com uma fiabilidade aceitável, que a estrutura terá um comportamento satisfatório durante o valor de cálculo do seu tempo de vida útil sem a necessidade de inspeções regulares em funcionamento em relação ao dano por fadiga. Deve ser utilizado no caso em que a formação de uma fenda num componente pode conduzir rapidamente à rotura desse elemento ou da estrutura.

A fiabilidade é garantida ajustando o coeficiente parcial para a resistência à fadiga, γ_{Mf} , de modo a ter em conta as consequências da rotura e o método de verificação utilizado (Quadro 2.1).

Quadro 2.1 – Valores recomendados para o coeficiente parcial para a resistência à fadiga [20]

Método de verificação	Consequências da rotura	
	Pouco importantes	Importantes
Dano controlado	1,00	1,15
Tempo de vida garantido	1,15	1,35

2.2.1.1. Resistência à fadiga

A resistência à fadiga elementos estruturais metálicos é representada por curvas S-N (tensão-número de ciclos), $\log(\Delta\sigma_R)$ vs. $\log(N)$ e $\log(\Delta\tau_R)$ vs. $\log(N)$, correspondentes a categorias de pormenores típicos.

$\Delta\sigma_R$ – resistência à fadiga para a gama de tensões normais

$\Delta\tau_R$ – resistência à fadiga para a gama de tensões tangenciais

Estas curvas são caracterizadas por três diferentes níveis de amplitude de tensões:

- $\Delta\sigma_D$ – limite de fadiga para amplitude constante: limite de tensões normais abaixo do qual não existe dano. O mesmo acontece para amplitudes de carga variáveis se a todos os ciclos de tensão corresponder um limite menor do que este valor.
- $\Delta\sigma_L$ ou $\Delta\tau_L$ – limite de truncatura: valor de tensão normal ou tangencial abaixo do qual os ciclos não contribuem para a acumulação de dano.
- $\Delta\sigma_C$ ou $\Delta\tau_C$ – categoria do detalhe construtivo – resistência à fadiga de referência, correspondendo a 2 milhões de ciclos de carga com amplitude constante ($N = 2 \times 10^6$).

As curvas S-N (Figura 2.1) presentes no EN 1993-1-9 são aplicáveis em análises com tensões nominais.

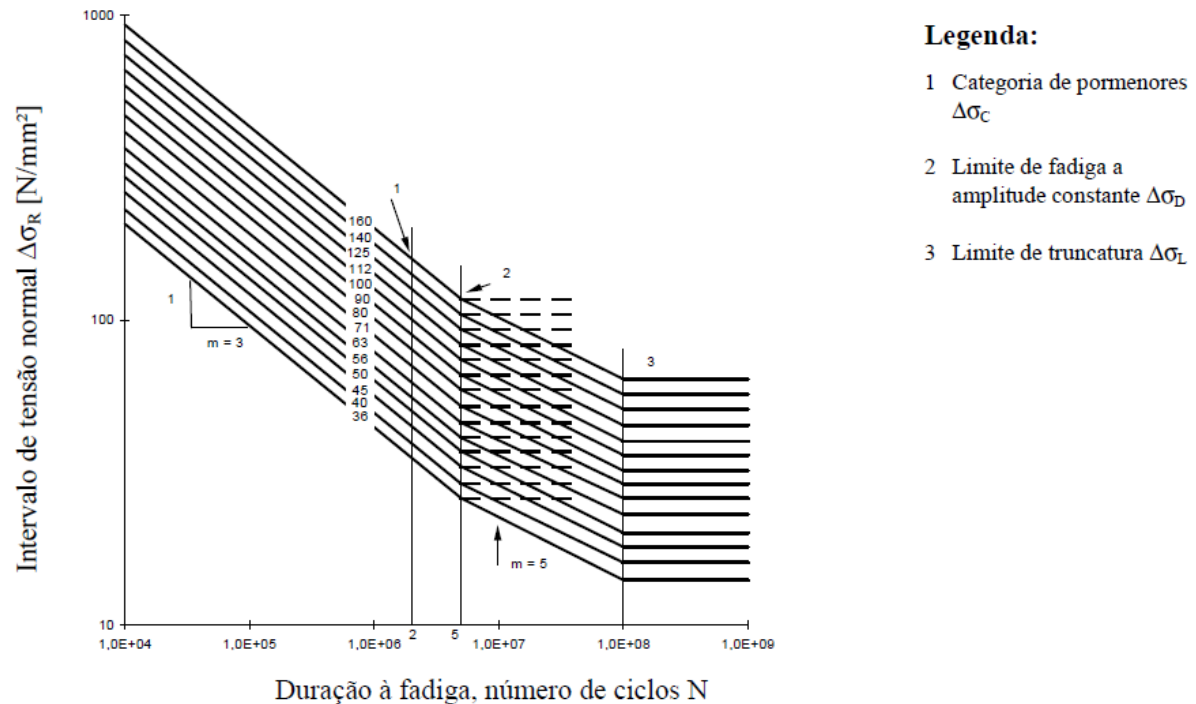


Figura 2.1 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões normais [20]

O EN 1993-1-9 define 14 curvas S-N para tensões normais, ou seja, catorze diferentes níveis de resistência à fadiga.

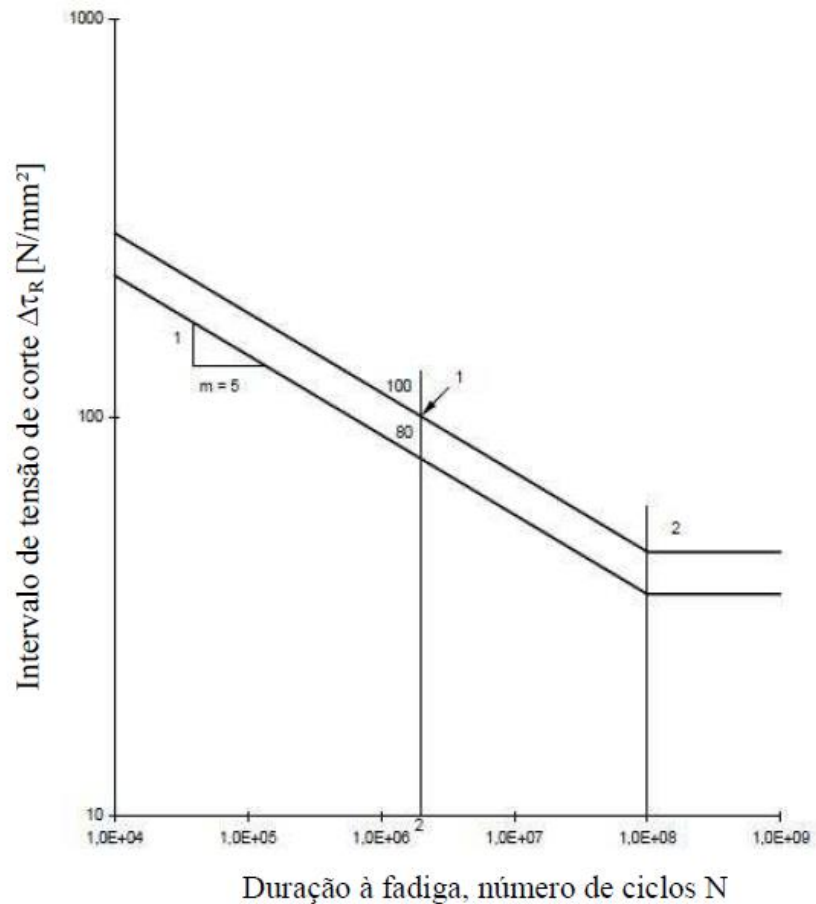
A Figura 2.2 mostra as curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões tangenciais previstas no EN 1993-1-9.

2.2.1.2. Determinação das tensões atuantes

O Eurocódigo 3 [20] contempla três diferentes tipos de tensões atuantes:

- Tensão nominal - tensão no material base ou numa soldagem adjacente a uma potencial localização de uma fenda calculada de acordo com a Teoria da Plasticidade e excluindo efeitos da concentração de tensões.
- Tensão nominal modificada – tensão nominal multiplicada por um fator de concentração de tensões, k_f , de forma a acomodar uma descontinuidade geométrica anteriormente não incluída na classificação de um detalhe construtivo particular.
- Tensão geométrica – tensão principal máxima no material base adjacente à borda de soldagem, tendo em conta os efeitos de concentração de tensões provocados pela geometria global de um detalhe de construção particular.

Os modelos de elementos finitos desenvolvidos com a intenção de reproduzir a tensão nominal atuante em estruturas devem permitir a inclusão de efeitos secundários e de distorção e devem ser baseados na análise elástica linear dos seus elementos e ligações.

**Legenda:**

- 1 Categoria de pormenores $\Delta\tau_c$
- 2 Limite de truncatura $\Delta\tau_L$

Figura 2.2 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões tangenciais [20]

2.2.2. BRITISH STANDARD 5400

Apesar de substituído recentemente no Reino Unido pelo Eurocódigo, o British Standard 5400 [21] ainda tem utilidade na avaliação do comportamento à fadiga de pontes de betão, metálicas e mistas. A categorização de detalhes estruturais adicionais, que já incluem a mão-de-obra e a inspeção, e a modelação explícita da probabilidade de colapso são os principais complementos do BS 5400 ao Eurocódigo.

2.2.2.1. Resistência à fadiga

Assim como no Eurocódigo 3, o BS5400 define a resistência à fadiga em forma de curvas S-N, que relacionam gamas de tensão normais ou tangenciais (σ_R) com o número de ciclos de falha correspondente (N).

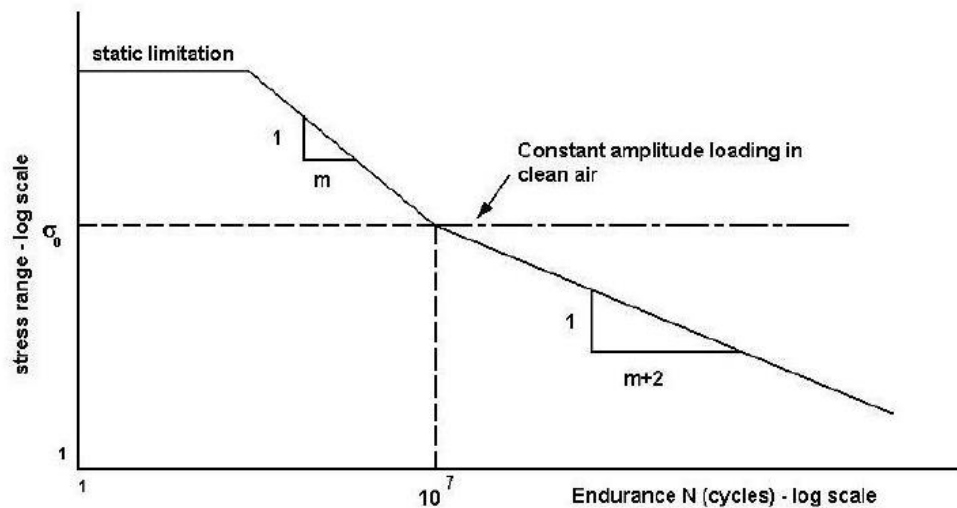


Figura 2.3 – Típica relação $\sigma_R - N$ [21]

O limite de fadiga da gama de tensões para amplitude constante é definido por σ_0 , tal como acontece no Eurocódigo 3 ($\Delta\sigma_D$) – Figura 2.3. Esta semelhança reflete a ideia de que, sob tensões flutuantes de amplitude constante, há um limite abaixo do qual um infinito número de ciclos pode ser suportado. O alcance de não-propagação da amplitude constante está definido para $N = 10^7$.

Como se pode verificar na Figura 2.4, as curvas S-N do BS5400 são caracterizadas por apenas uma gama de tensões (σ_0), ao contrário das três definidas no EC3 ($\Delta\sigma_D$, $\Delta\sigma_L$ ou $\Delta\tau_L$, $\Delta\sigma_C$ ou $\Delta\tau_C$)

O BS5400 apresenta um número inferior de curvas S-N para tensões normais quando comparada com o EC3 (9 e 14, respetivamente), mas permite a análise de diferentes probabilidades de colapso para cada curva S-N.

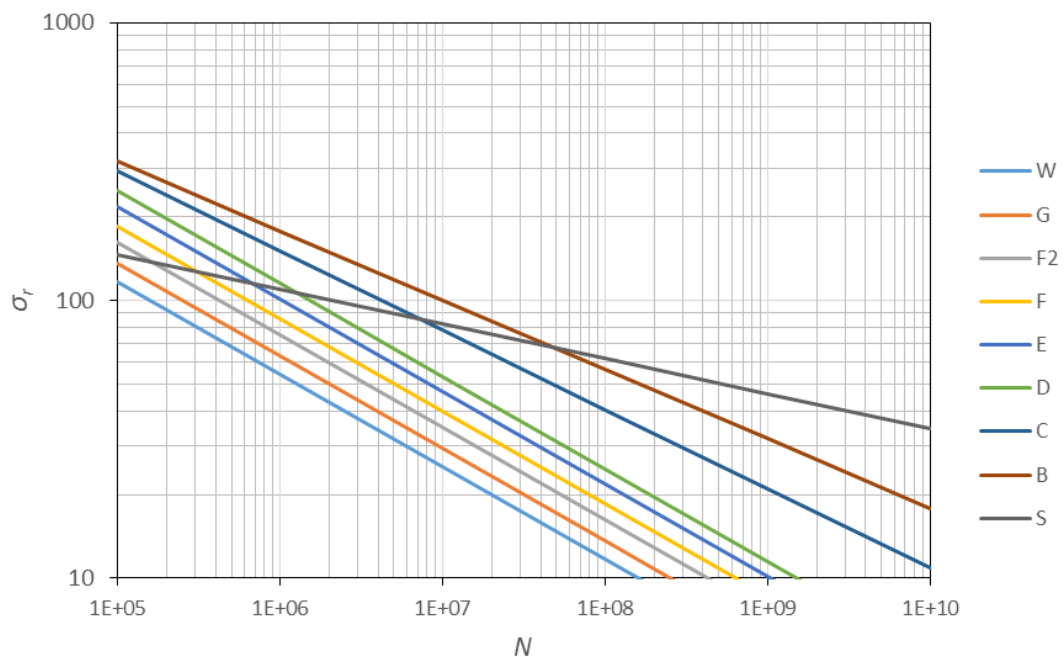


Figura 2.4 – Resumo da linha médias das curvas $\sigma_R - N$ [21]

2.2.2.2. Determinação das tensões atuantes

Os tipos de tensões previstos no BS5400 são semelhantes aos considerados no Eurocódigo 3, nomeadamente a tensão nominal e a tensão nominal modificada (ver subsecção 2.2.1.2), calculadas usando a Teoria da Elasticidade.

O alcance de tensões numa chapa ou elemento a ser usado para a avaliação da fadiga é a principal diferença algébrica entre tensões principais a ocorrer em planos principais afastados não mais do que 45° em qualquer ciclo.

Para detalhes construtivos não-soldados, em que o limite de tensões está completamente na zona de compressão, os efeitos de carga de fadiga podem ser ignorados. O limite de tensões efetivo para o estudo da fadiga deve ser obtido por adição de 60% do alcance desde a tensão zero até à máxima tensão de compressão na gama de tensões desde zero até à máxima de tração.

A tensão de referência deve ser a tensão principal adjacente à localização potencial de fendas no metal base.

2.2.3. AASHTO

O AASHTO (American Association of State Highway and Transportation Officials) Standard é o código de referência nos E.U.A. para o dimensionamento de pontes rodoviárias. [22] Apresenta a sua própria proposta de classificação de detalhes construtivos e define a resistência à fadiga em forma de curvas S-N.

O AASHTO complementa o Eurocódigo em alguns aspetos, como na distinção explícita entre fadiga induzida por carga e fadiga por distorção e na inclusão de considerações sobre fratura e resistência dos materiais.

A resistência nominal à fadiga pode ser calculada através da seguinte equação:

$$(\Delta F)_n = \left(\frac{A}{N}\right)^{1/3} \geq \frac{1}{2}(\Delta F)_{TH} \quad (2.4.)$$

- A – constante dependente da categoria do detalhe estrutural
- $(\Delta F)_n$ – resistência à fadiga (em MPa)
- N – número de ciclos de tensão até ao colapso, para ciclos com um limite de $(\Delta F)_n$
- $(\Delta F)_{TH}$ – é o limiar de resistência à fadiga para gamas de tensão de constante amplitude (em MPa), variando com a categoria do detalhe construtivo.

Se a carga no detalhe estrutural é sempre inferior a $(\Delta F)_{TH}$, não há qualquer dano no mesmo. Uma vez que A e $(\Delta F)_{TH}$ são constantes, dependendo da categoria do detalhe estrutural (8 no total), é possível relacioná-los e criar oito curvas S-N (Figura 2.5).

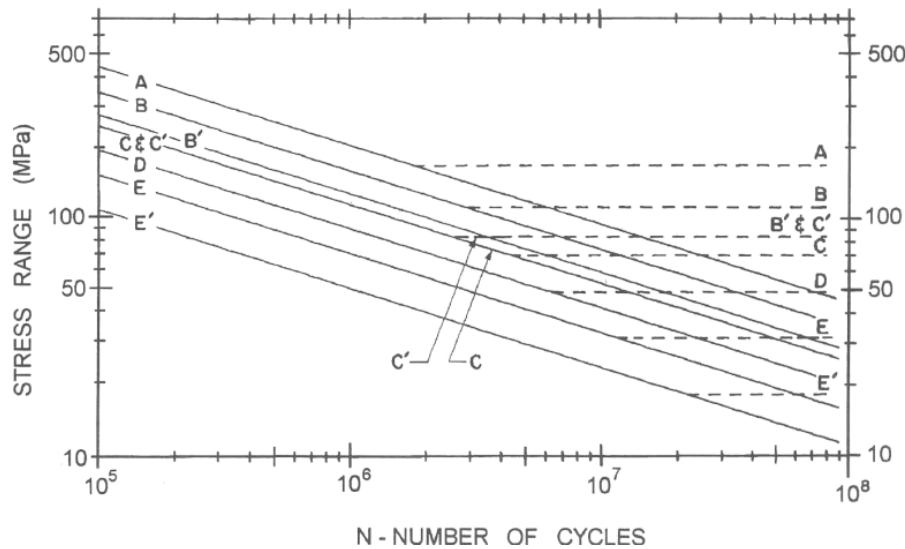


Figura 2.5 – Curvas S-N do código AASHTO [22]

Independentemente da redundância dos elementos estruturais, estas curvas são aplicáveis. Nos materiais dos elementos não-redundantes, no entanto, são impostos requisitos de resistência superiores relativamente aos materiais dos elementos redundantes.

2.3. MÉTODOS DE ANÁLISE À FADIGA

O subcapítulo 2.2 mostra uma abordagem extensível aos vários códigos de projeto, baseada nas curvas S-N e no conceito de acumulação linear de dano (regra de Palmgren-Miner). De fácil implementação, pode ser considerada uma análise global, uma vez que lida com valores nominais das tensões atuantes. No entanto, as curvas S-N apresentam várias limitações. Para além de se apoiarem em testes dispendiosos, demorados e com grande dispersão de resultados, têm aplicabilidade limitada e não oferecem qualquer informação sobre a evolução do dano ao longo do tempo. [23]

Desta forma, e acompanhando a evolução de *software* comercial do Método dos Elementos Finitos, têm-se assistido a uma crescente preponderância das análises locais, que têm em conta o material, a carga e as características geométricas. Estas abordagens baseiam-se nas tensões, deformações, energia e na Mecânica da Fratura.

2.3.1. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NAS TENSÕES

O método de tensão-vida apoia-se na comparação da amplitude de tensões com as curvas S-N (diagrama amplitude de tensões vs. vida à fadiga). Normalmente é usado em grandes ciclos de fadiga, uma vez a relação tensão-deformação se torna não-linear para pequenos ciclos [24]. A relação entre a amplitude de tensões, $\Delta\sigma/2$, e o número de ciclos para o colapso, N_f , traduz-se por uma linha reta quando ambos os parâmetros se expressam numa escala logarítmica:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f \cdot (N_f)^b \quad (2.5.)$$

O coeficiente de resistência à fadiga é representado por σ'_f , sendo b o expoente de resistência à fadiga.

Ao contrário do que acontece em cálculos da vida à fadiga para detalhes soldados, o efeito do nível de tensão deve ser tido em conta para detalhes não-soldados. Por isso, Morrow [25, 26] propôs uma correção à expressão 2.7, tendo em conta o efeito da tensão média, representada por σ_m :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = (\sigma'_f - \sigma_m) \cdot (N_f)^b \quad (2.6.)$$

Como se pode verificar pela alteração da expressão, a tensão média de tração reduz o coeficiente de resistência à fadiga. A correção de Morrow para o método baseado nas tensões revelou-se particularmente eficaz na classificação estrutural de aços. [27]

2.3.2. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NAS DEFORMAÇÕES

De entre as suas diversas aplicações na análise à fadiga, o método baseado nas deformações é principalmente utilizado no cálculo do início da abertura de fendas. Ao contrário do método abordado em 2.3.1., esta abordagem considera o comportamento não linear nas regiões em que ocorre a abertura de fendas. [26]

São utilizadas curvas deformação vs. vida, definidas por coeficientes e expoentes representativos das propriedades de fadiga do material.

A componente elástica da amplitude de deformações, $\Delta\epsilon^E/2$, pode ser obtida da seguinte forma:

$$\frac{\Delta\epsilon^E}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (N_f)^b \quad (2.7.)$$

O módulo de elasticidade é representado por E . O parâmetro b é o expoente de resistência à fadiga.

Considerando a não-linearidade, a relação entre a amplitude de deformação plástica, $\Delta\epsilon^P/2$, e o início da formação de fendas por fadiga traduz-se assim:

$$\frac{\Delta\epsilon^P}{2} = \epsilon'_f \cdot (N_f)^c \quad (2.8.)$$

Aqui, ϵ'_f é o coeficiente de ductilidade à fadiga e c é o expoente de ductilidade à fadiga, sendo ambos determinados experimentalmente.

Assim, a amplitude total de deformação resulta na soma das duas expressões anteriores:

$$\frac{\Delta\epsilon^E}{2} + \frac{\Delta\epsilon^P}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N_f)^b + \epsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (2.9.)$$

Para materiais à temperatura ambiente, o seu endurecimento ou amolecimento acontece rapidamente, estabilizando posteriormente. O ciclo de tensão estável pode ser definido pela equação de Ramberg-Osgood [28]:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma / 2}{E} + \left(\frac{\Delta \sigma / 2}{K'} \right)^{1/n'} \quad (2.10.)$$

K' é o coeficiente de resistência cíclica e n' representa o expoente de endurecimento cíclico devido às deformações.

À semelhança do que ocorre na abordagem baseada nas tensões (ver secção 2.3.1), também neste método se pode ajustar a expressão para ter em conta o efeito da tensão média. Proposto por Smith, Watson e Topper (SWT) [29], este modelo proporciona bons resultados para uma vasta gama de materiais [27]:

$$\sigma_{max} \cdot \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} \cdot (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^{b+c} \quad (2.11.)$$

2.3.3. ABORDAGENS LOCAIS BASEADAS NA ENERGIA

Este método utiliza a energia como um parâmetro de dano na caracterização da fadiga, destacando a inter-relação entre tensão, deformação e o processo de dano por fadiga. Ainda pouco difundida, a abordagem baseada na energia relaciona pequenos e grandes ciclos de fadiga e aparenta ter o potencial para ligar dados obtidos em diferentes laboratórios. [30]

Dependendo do nível de tensão, várias medidas de energia têm sido propostas [24]. É o caso da densidade da energia de deformação plástica por ciclo (ΔW^P), mais apropriada para amplas deformações plásticas. É menos indicada para magnitudes de deformação pequenas, uma vez que, para grandes ciclos de fadiga, a energia de deformação plástica é demasiado pequena para ser medida com precisão.

Ellyin e Kujawski [31] sugeriram que o uso da gama de energia de deformação total por ciclo, ΔW , pode ser traduzido da seguinte forma:

$$\Delta W = \frac{1}{2} \Delta W^P + \frac{1}{2} \Delta \sigma \Delta \varepsilon \quad (2.12.)$$

As gamas de tensão e de deformação são representadas por $\Delta \sigma$ e $\Delta \varepsilon$, respetivamente.

A soma da densidade das energias de deformação à tração elástica e plástica por ciclo, ΔW^t , foi proposta como alternativa por Ellyin e Kujawski na avaliação do efeito da tensão média e é mais recomendável para situações controladas pela deformação [32]:

$$\Delta W^t = \Delta W^P + \frac{\sigma_{max}^2}{2E} \quad (2.13.)$$

A máxima tensão é representada por σ_{max} .

O critério ΔW^t é considerado o mais apropriado na previsão do efeito da tensão média:

$$\Delta W^t = \kappa_t (2N_f)^{\alpha t} + \Delta W_0^t \quad (2.14.)$$

ΔW^t traduz a fadiga limite, κ_t e αt são constantes, maior e menor do que zero, respetivamente, N_f é o número de ciclos de falha e ΔW_0^t é a gama da energia total de deformação.

Incluindo a tensão média na sua formulação, Ellyin [24] desenvolveu uma expressão geral:

$$f\left(\frac{\sigma^m}{\Delta\sigma/2}\right) = 1 + \eta\left(\frac{\sigma^m}{\Delta\sigma/2}\right) \quad (2.15.)$$

O coeficiente η varia entre 0 e 1, expressando a sensibilidade do material em relação à tensão média.

2.3.4. ABORDAGENS BASEADAS NA MECÂNICA DA FRATURA

A aplicação da Mecânica da Fratura no estudo de fendas por fadiga é validada pelo sucesso da sua aplicação em diferentes áreas da Engenharia. Normalmente, esta abordagem é utilizada como complemento da abordagem baseada na tensão e está dividida em dois grupos principais: Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) e Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) [34].

As principais propostas associadas ao estudo da MFEL surgiram nos anos 50 e 60, primeiro por Irwin e depois por Paris e seus associados.

Irwin [17] sugeriu o fator de intensidade de tensões, K , que descreve a magnitude da singularidade do campo de tensões na extremidade da fenda:

$$K = Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.16.)$$

O parâmetro Y depende da geometria do detalhe construtivo e da dimensão da fenda, σ é a tensão atuante e a representa a dimensão da fenda. Este método caracteriza-se por três modos de carga/deformação: I, II e III. O modo I corresponde à abertura de fendas quando o material se encontra sujeitos a cargas de tração. O modo II traduz a aplicação de uma força de corte. As tensões tangenciais atuam paralelamente ao plano da fenda e perpendicularmente à parte frontal da fenda. O modo III é equivalente a uma fratura fora do plano. As cargas são aplicadas paralelamente tanto em relação ao plano como à parte frontal da fenda (Figura 2.6).

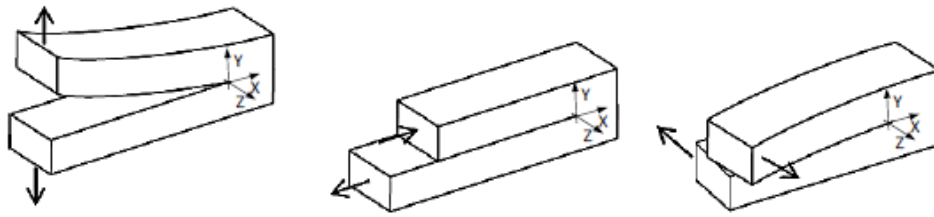


Figura 2.6 – Modos puros de carga I, II e III, respetivamente [34]

Os trabalhos de Paris, Gomez e Anderson indicam que, no domínio elástico e para uma carga de amplitude constante, a evolução da fenda de fadiga por cada ciclo de tensão está relacionada com o alcance do fator de intensidade de tensões, ΔK , no mesmo ciclo (lei de Paris) [35]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (2.17.)$$

O aumento da dimensão da fenda em cada ciclo, da/dN , é função do fator de intensidade de tensões, ΔK . Os parâmetros C e m dependem do material.

A Figura 2.7 mostra que esta relação é válida para o regime II de propagação de fendas por fadiga. Os regimes I e III representam o limiar e o início da instabilidade na propagação de fendas por fadiga, respetivamente.

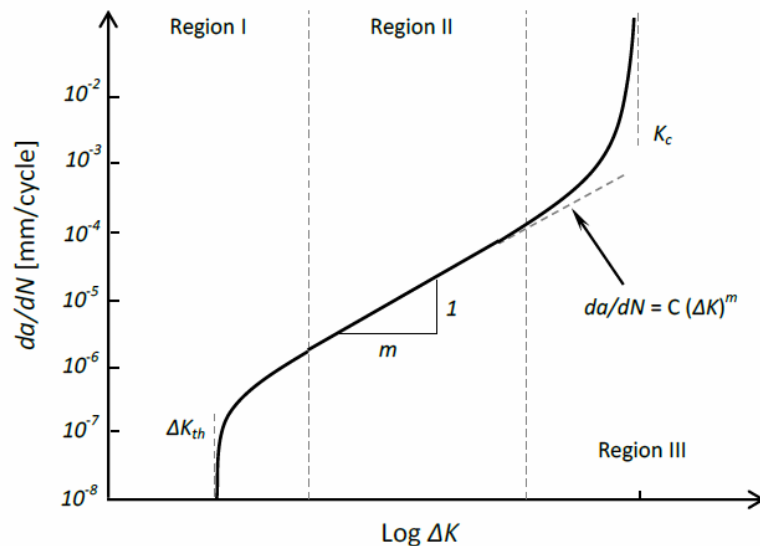


Figura 2.7 – Regimes de propagação de fendas por fadiga [19]

Walker complementou os estudos de Paris com a introdução de um parâmetro de carregamento importante, o efeito da razão de tensões ($R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$), que influencia a taxa de propagação das fendas por fadiga [36]:

$$\frac{dA}{dN} = C[\Delta K^\gamma \cdot K_{max}^{1-\gamma}]^m = C[\Delta K^{1-p} \cdot K_{max}^p]^m \quad (2.18.)$$

Para além dos parâmetros C e m , presentes na formulação de Paris, Walker inclui γ , apresentando a primeira proposta para o estudo da propagação de fendas por fadiga baseada em dois parâmetros.

Forman adaptou o modelo de Walker para o regime III de propagação [37], sendo seguido pela proposta global de Hartman e Schijve, que abrange os três regimes de propagação [38]:

$$\frac{dA}{dN} = \frac{C \Delta K^m}{(1-R)(K_c - K_{max})} \quad (2.19.)$$

$$\frac{dA}{dN} = \frac{C(\Delta K - \Delta K_{th})^m}{(1-R)K_c - \Delta K} \quad (2.20.)$$

A relação de Hartman and Schijve resulta numa curva sigmoide, com assíntotas verticais em $K_{max}=K_c$ e $\Delta K=\Delta K_{th}$. A imperfeição deste modelo está associada à exclusão da dependência de ΔK_{th} em relação à razão de tensões.

Recentemente, várias novas formulações de análise local têm sido desenvolvidas, como é o caso da Teoria das Distâncias Críticas (*Theory of Critical Distances* ou TCD) [39]. O conceito por detrás desta teoria é o de que comportamento à fadiga das fendas não depende de uma só concentração de tensões. Pelo contrário, e segundo os estudos de Neuber [40] e Peterson [41], é influenciado pela distribuição de tensões.

Uma das principais vantagens da TCD é o número limitado de dados de testes físicos à fadiga necessários para a sua aplicação. Por outro lado, e naturalmente, a maior dificuldade é a definição de distância crítica. Associando o limite de fadiga $\Delta\sigma_0$ de uma amostra sem fendas com intensão de tensão limiar ΔK_{th} , a distância crítica L pode ser obtida da seguinte forma [42]:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 \quad (2.21.)$$

Uma vez que ΔK_{th} e $\Delta\sigma_0$ são propriedades do material, L também é classificado da mesma forma.

Com L definido, é necessário definir uma medida de tensões apropriada. Três dos métodos mais comuns para a obter são os métodos do Ponto, da Linha e da Área. O primeiro considera a tensão principal máxima (σ_{pmax}) num único ponto, a uma distância $L/2$ da extremidade da fenda (Figura 2.8). O Método da Linha, por sua vez, utiliza a média das tensões principais máximas ao longo de um comprimento $2L$ [42]:

$$\sigma_{ave} = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma_{p(max)}(r) dr \quad (2.22.)$$

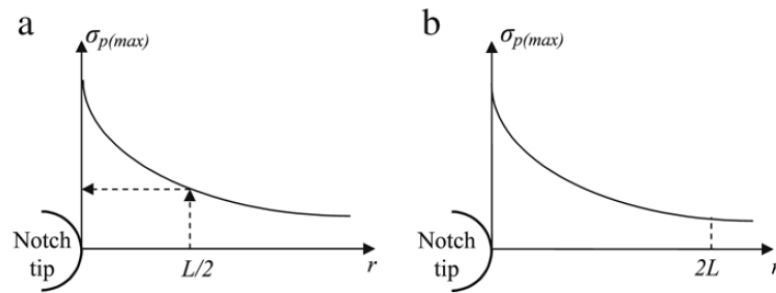


Figura 2.8 – Método do Ponto (a) e Método da Linha (b) [39]

Por último, o método da área calcula a média das tensões média ao longo de uma região semicircular, centrada na extremidade da fenda e com um raio de $1.32L$ [43]

O rigor da TCD foi verificado em diversos estudos de avaliação do comportamento à fadiga, conduzidos por Taylor e associados [42, 44-47]: diferentes geometrias, materiais (aço, ferro fundido ou alumínio) e componentes (barras e chapas cilíndricas, braços de suspensão de automóveis ou peças de navios). Estas investigações também comprovaram a polivalência desta teoria, aplicável em carregamentos de amplitude constante ou variável.

Todas estas formulações utilizam o parâmetro ΔK , associado à Mecânica da Fratura Elástica Linear. Para condições elasto-plásticas generalizadas, alguns autores propuseram o uso de parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica para correlacionar o crescimento das fendas por fadiga. É o caso do Integral J, proposto por Dowling e Begley [49], uma das formulações mais populares no estudo da MFEP:

$$\frac{dA}{dN} = C \Delta J^m \quad (2.20.)$$

Também válido para o regime II de propagação de fendas por fadiga, a vantagem do Integral J sobre a lei de Paris é a sua aplicabilidade em situações de falha em larga escala [19].

Todas estas formulações são confiáveis em condições de carregamento com amplitude constante. Ora, para uma amplitude variável é necessária a consideração das interações dos carregamentos, que podem alterar significativamente a evolução do crescimento das fendas. Neste sentido, Wheeler [50] introduziu um parâmetro de atraso na lei de propagação. Willenborg [51] deu continuidade a este trabalho, passando a considerar casos de carregamentos moderados, o que originou a criação do modelo NASGRO, um dos modelos de propagação de fendas de fadiga mais conceituados do Mundo.

Em 1971, Elber [52, 53] introduziu o importante conceito de fecho de fenda, argumentando que um ciclo de carregamento só comandaria o crescimento da fenda se a extremidade desta se encontrar completamente aberta.

Os modelos propostos por Castillo e Fernández-Canteli [54], por sua vez, apoiam-se na hipótese das curvas de crescimento de fendas se tornarem numa função de distribuição cumulativa. Esta ideia supera a inconveniência dos parâmetros dimensionais em anteriores modelos, traduzindo-se na seguinte formulação:

$$\frac{\log \Delta K^* - \log \Delta K_{th}^*}{\log \Delta K_{up}^* - \log \Delta K_{th}^*} = \exp \left[-\exp \left(\frac{\alpha - \log \frac{da^*}{dN^*}}{\gamma} \right) \right] \quad (2.21.)$$

O modelo está dependente de quatro variáveis: α , γ , ΔK_{th}^* e ΔK_{up}^* . O asterisco está associado às variáveis normalizadas. As seguintes relações são usadas na normalização:

$$a^* = \frac{a}{W}; N^* = \frac{N}{N_0}; \Delta K^* = \frac{K_{max} - K_{min}}{K_c}; \Delta K_{up}^* = \frac{\Delta K_{up}}{K_c}; \Delta K_{th}^* = \frac{\Delta K_{th}}{K_c} \quad (2.22.)$$

- a – comprimento de fenda
- W – comprimento caraterístico
- N – número de ciclos
- N_0 – número de ciclos de referência
- K_{max} – fator de intensidade de tensões máximo
- K_{min} – fator de intensidade de tensões mínimo
- ΔK_{th} – gama de intensidade de tensões limiar
- ΔK_{up} – gama de intensidade de tensões limite
- K_c – resistência à fratura caraterística do material

Em 2002, Krueger apresentou duas propostas apoiadas na taxa de libertação de energia [33]. Primeiro, o Método Finito de Extensão da Fenda, com dois passos: cálculo das forças nodais na extremidade da fenda e avaliação dos deslocamentos dos dois nós separados. A outra hipótese, a Técnica de Fecho Virtual da Fenda (*Virtual Crack Closure Technique* ou VCCT), tem um passo apenas, considerando tanto as forças nodais como os deslocamentos em simultâneo. A VCCT supõe que a energia libertada quando a fenda tem um prolongamento de Δa desde $a + \Delta a$ (nó i) até $a + 2\Delta a$ (nó k) é idêntica à energia necessária para fechar a fenda entre os nós i e l (Figura 2.9). É assumido que a extensão da fenda desde o nó i até ao nó k não altera significativamente o estado na extremidade da fenda. Assim, os deslocamentos nas extremidades da fenda representadas pelos nós i e l são aproximadamente iguais [33].

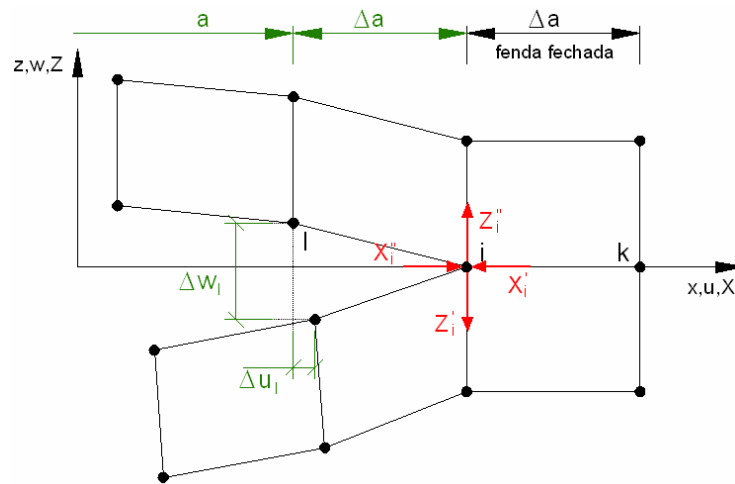


Figura 2.9 – VCCT: nomenclatura na computação da taxa de libertação de energia [71]

Assim, a variação de energia ΔE para fechar a fenda ao longo de uma distância Δa é [33]:

$$\Delta E = \frac{1}{2} (X_i \cdot \Delta u_i + Z_i \cdot \Delta w_i) \quad (2.23.)$$

X_i e Z_i são as forças nodais i , Δu_i e Δw_i são os deslocamentos no nó i . Portanto, a informação necessária para o cálculo da variação da energia é obtida a partir de uma única análise de elementos finitos.

Após a obtenção de ΔE , a taxa de libertação da energia é calculada da seguinte forma:

$$G = \frac{\Delta E}{\Delta A} = \frac{\Delta E}{\Delta a \cdot b} \quad (2.24.)$$

ΔA é a área da superfície criada pela propagação de fenda Δa ; no caso das chapas de espessura b , esta área é $\Delta a \cdot b$ [71].

2.4. PROCEDIMENTOS PARA A PREVISÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE LIGAÇÕES

Embora estudada há mais de 150 anos, e já com avanços consideráveis, a propagação de fendas de fadiga é ainda hoje um tema muito investigado [55, 19].

Este interesse é comprovado pela multiplicidade de avaliações possíveis da vida à fadiga de detalhes estruturais. Como visto em 2.2. e 2.3., estas podem ser executadas com base em curvas S-N, em abordagens locais ou abordagens baseadas na Mecânica da Fratura.

As abordagens globais S-N apoiam-se em resultados experimentais, relacionando a gama de tensões $\Delta \sigma$, com o número de ciclos até ao colapso, N_f . As abordagens locais estão associadas com modos de colapso locais (exemplo da iniciação de fendas) e podem ser descritas por relações deformação-vida e tensão-vida. A iniciação de fenda pode ser descrita como uma fenda com uma profundidade de 0.25mm (fenda macroscópica). As abordagens à fadiga baseadas em princípios da Mecânica da Fratura apoiam-se em modelos de propagação de fendas de fadiga, que avaliam a evolução da fenda desde o comprimento inicial, a_i , até ao comprimento final, a_f , equivalente à fratura do detalhe estrutural ou componente mecânico. [56]

Neste subcapítulo abordam-se três possíveis procedimentos: baseados na iniciação e propagação (abordagem local combinada com Mecânica da Fratura), numa abordagem local unificada e na Mecânica da Fratura.

2.4.1. PROCEDIMENTO CLÁSSICO BASEADO NA INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO

As abordagens locais têm em consideração os efeitos da geometria e das propriedades do material, colmatando as limitações das curvas S-N dos códigos de projeto (ver subcapítulo 2.2) [57]. Aliás, no caso particular das ligações rebitadas, a utilização de abordagens locais permite a inclusão dos efeitos do atrito e das tensões de aperto dos rebites [58].

Jesus, Correia e Fernandes [59] desenvolveram um procedimento gerador de dados probabilísticos tensão-vida para ligações rebitadas, integrando as deformações locais e uma abordagem baseada na Mecânica da Fratura:

- i. Dada a gama de tensões úteis aplicadas, $\Delta\sigma_{\text{net}}$, define-se de forma probabilística (variáveis aleatórias) as tensões de aperto e os coeficientes de atrito;
- ii. Computação dos fatores de intensidade de tensões através da VCCT (ver secção 2.3.4), que requiere a computação dos deslocamentos e forças nodais na vizinhança da fenda;
- iii. Realização da análise elasto-plástica recorrendo a elementos finitos. O numericamente eficiente *Twice Yield Method* (TWM), proposto por Kalnins, deverá ser o mais indicado na extração da gama de deformações locais elasto-plásticas [60];
- iv. Computação da iniciação das fendas utilizando o campo probabilístico originalmente proposto por Castillo e Fernández-Canteli e baseado na distribuição de Weibull [57]:

$$N_i = \exp \left[B + \frac{\lambda + \delta(-\log(1-p))^{1/\beta}}{\log(\varepsilon_a) - C} \right] \quad (2.24.)$$

A probabilidade de colapso é representada por p , ε_a é a amplitude de deformação, λ , δ e β são as constantes de Weibull e B e C são parâmetros adicionais do modelo.

- v. Simulação da propagação da fenda por fadiga através da lei de Paris (ver secção 2.3.4). A fenda é propagada de acordo com os incrementos de fenda pré-definidos, assumindo o fator de intensidade de tensões como constante:

$$N_p = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{\Delta K^m} da \quad (2.25.)$$

O número de ciclos de propagação da fenda, N_p , resulta da integração da lei de Paris, entre os defeitos inicial e final (a_i e a_f , respetivamente). C e m são constantes do material e ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões.

- vi. Avaliação da vida total por fadiga de acordo com a seguinte relação:

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.26.)$$

N_f é o número total de ciclos para o colapso, N_i é o número de ciclos que inicia a fenda macroscópica e N_p é o número de ciclos de propagação até ao colapso [59].

Estes seis passos encontram-se ilustrados e resumidos na Figura 2.10:

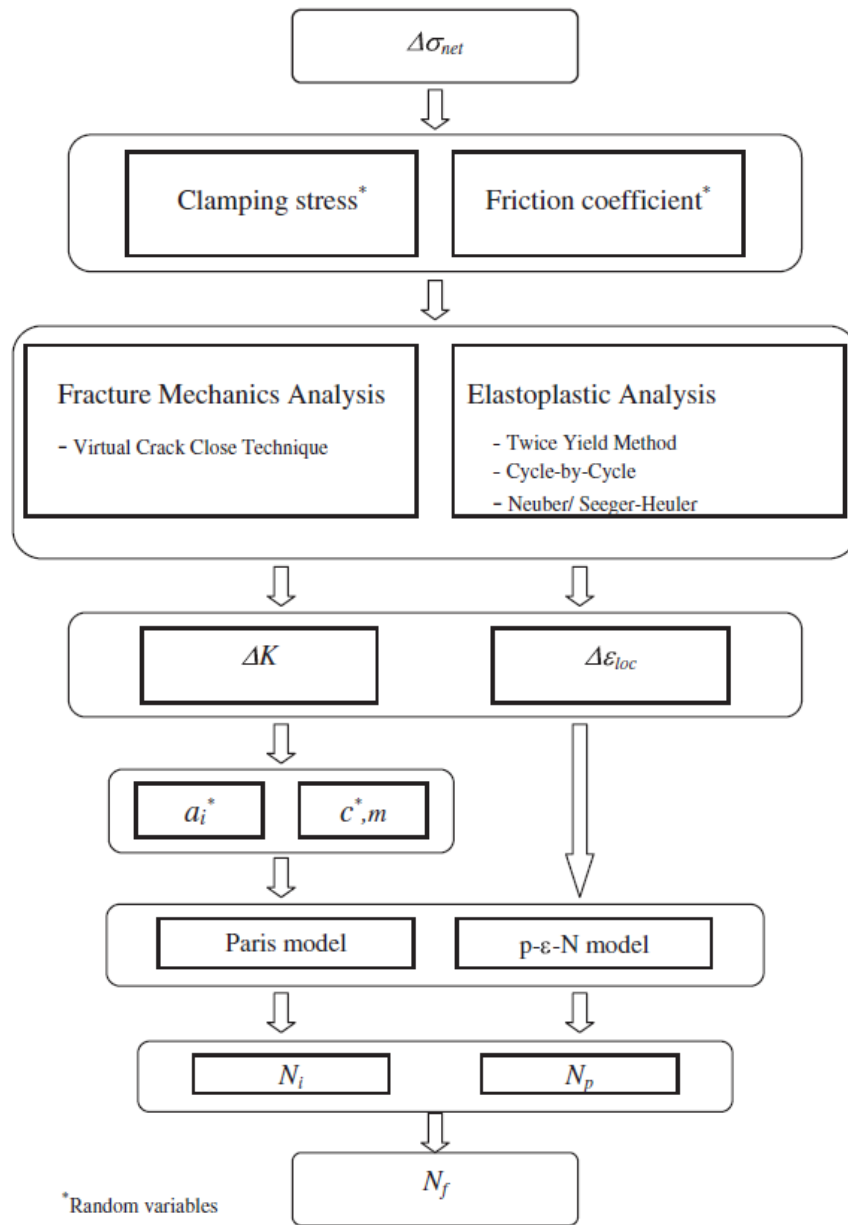


Figura 2.10 – Procedimento de uma análise probabilística da vida à fadiga em ligações rebitadas [59]

2.4.2. PROCEDIMENTO BASEADO NO MODELO LOCAL UNIFICADO PROBABILÍSTICO

Os modelos de fadiga probabilísticos são necessários para ter em conta as várias fontes de incerteza provenientes dos procedimentos de previsão, como é o caso da dispersão do comportamento do material [61].

As primeiras correlações diretas entre a propagação de fendas de fadiga e um parâmetro da Mecânica da Fratura foram estabelecidas por Paris e seus associados. Desde aí, vários autores têm procurado colmatar as limitações da lei de Paris (ver secção 2.3.4). Noroozi e seus associados, por exemplo, desenvolveram relações entre as abordagens locais baseadas nas deformações e as abordagens baseadas na Mecânica da Fratura [62]. Este é um modelo baseado na tensão residual, apelidado de *UniGrow* e que se apoia nas seguintes suposições:

- O material é composto por partículas finitas de dimensão finita ρ^* , que representam o tamanho de um bloco elementar do material sob o qual este não pode ser considerado contínuo (Figura 2.11);
- A extremidade da fenda por fadiga é equivalente a uma reentrância com um raio ρ^* ;
- O processo de propagação representa sucessivos aumentos da fenda devido a reiniciações da fenda ao longo de uma distância ρ^* .

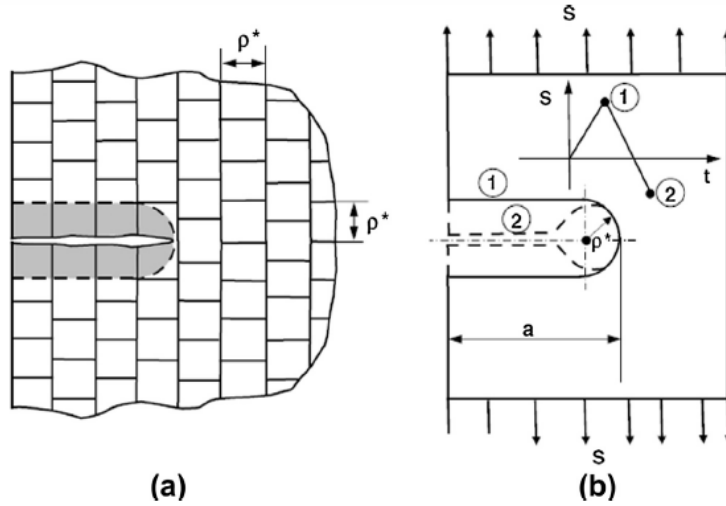


Figura 2.11 – Configuração das fendas de acordo com o modelo UniGrow: a) fenda e blocos elementares do material; b) forma da fenda sob tração máxima e compressão mínima [62]

A taxa de crescimento da fenda de fadiga é obtida da seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = \frac{\rho^*}{N_f} \quad (2.27.)$$

N_f representa o número de ciclos necessários para a falha do material, que pode ser obtido através de uma relação deformação-vida sugerida por Noroozi e baseada no parâmetro de dano SWT (ver secção 2.3.2):

$$SWT = \frac{\sigma_{max} \Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2 (2N_f)^{2b}}{E} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.28.)$$

Alternativamente, a equação de Morrow (ver secção 2.3.1) também pode ser utilizada:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.29.)$$

O coeficiente e o expoente da resistência à fadiga são representados por σ'_f e b , respetivamente. Têm o mesmo significado os parâmetros ε'_f e c , mas desta vez relativos à ductilidade. O módulo de Young é simbolizado por E .

A aplicação de uma ou outra equação depende da sensibilidade das taxas de propagação de fendas do material em relação ao efeito da razão de tensões. Para uma menor sensibilidade, é recomendada a equação de Morrow. Caso contrário, o parâmetro de dano SWT deve ser adotado [62].

Tanto o SWT como o modelo de Morrow são determinísticos. Como alternativa, pode-se adotar o modelo probabilístico ε_a-N proposto por Castillo e Fernández-Canteli [63]. Esta proposta fornece uma descrição analítica completa das propriedades estatísticas do problema, incluindo curvas de quantis, sem necessidade de separação da deformação total nas suas componentes elástica e plástica, ou seja, lidando com as deformações totais diretamente. Assim, o campo $p-\varepsilon-N$ abre novas oportunidades nas abordagens locais à fadiga. A sua formulação probabilística permite ter em conta, de forma conveniente, a dispersão dos dados de deformação-vida. Por essa razão, os campos $p-\varepsilon-N$ têm sido aplicados com sucesso na modelação da iniciação das fendas por fadiga em ligações [57].

O procedimento proposto na derivação dos campos probabilísticos S-N-R para detalhes estruturais ou componentes mecânicos é aplicado da seguinte forma:

- i. Estimativa dos parâmetros do campo $p-\varepsilon_a-N$ do material, utilizando dados experimentais de fadiga de amostras lisas. Como extensão deste campo, e para ter em conta os efeitos da tensão média, pode ser desenvolvido um campo $SWT-N$ probabilístico. Estes campos probabilísticos são aplicados na modelação tanto da iniciação como da fase de propagação da fenda. A seleção do parâmetro de dano depende da sensibilidade do material/detalhe em relação à razão de tensões.
- ii. Estimativa do tamanho do bloco do material elementar, ρ^* , seguindo o procedimento de Noroozi e associados. Este tamanho é avaliado segundo um processo iterativo. Os dados de propagação de fendas utilizados neste passo devem ser os das amostras fendilhadas, eliminando a necessidade de modelar a iniciação das fendas por fadiga.
- iii. Execução de uma análise elasto-plástica no detalhe estrutural não-fendilhado, de forma a avaliar as tensões e deformações médias locais ao longo do bloco mais próximo da raiz da reentrância (Figura 2.12).
- iv. Aplicação dos modelos $p-SWT-N$ ou $p-\varepsilon_a-N$ na derivação dos campos $p-S-N_i-R$, representativos da iniciação de fendas macroscópicas no detalhe estrutural.
- v. Aplicação do modelo adaptado UniGrow na avaliação da propagação de fendas de fadiga no detalhe estrutural, utilizando ρ^* estimado no passo ii. O campo de tensão residual necessário para este modelo é computado utilizando uma análise de elementos finitos elasto-plástica.
- vi. Computação dos campos $p-S-N_p-R$ associados à propagação de fendas no detalhe estrutural.
- vii. Combinação dos campos probabilísticos dos passos iv e vi na avaliação global do campo $p-S-N_f-R$ para o detalhe estrutural.

Desta forma, a secção resistente do detalhe estrutural pode ser representada como uma soma elementar de blocos de material de comprimento ρ^* , disposto ao longo do caminho de propagação da fenda [19].

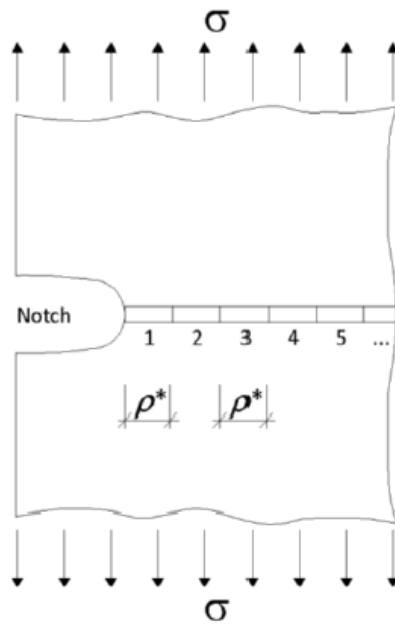


Figura 2.12 – Representação dos blocos do material ao longo do caminho de propagação de fendas numa reentrância [19]

Os procedimentos adotados na computação dos campos probabilísticos $S-N_i-R$ e $S-N_p-R$ encontram-se resumidos na Figura 2.13 e Figura 2.14:

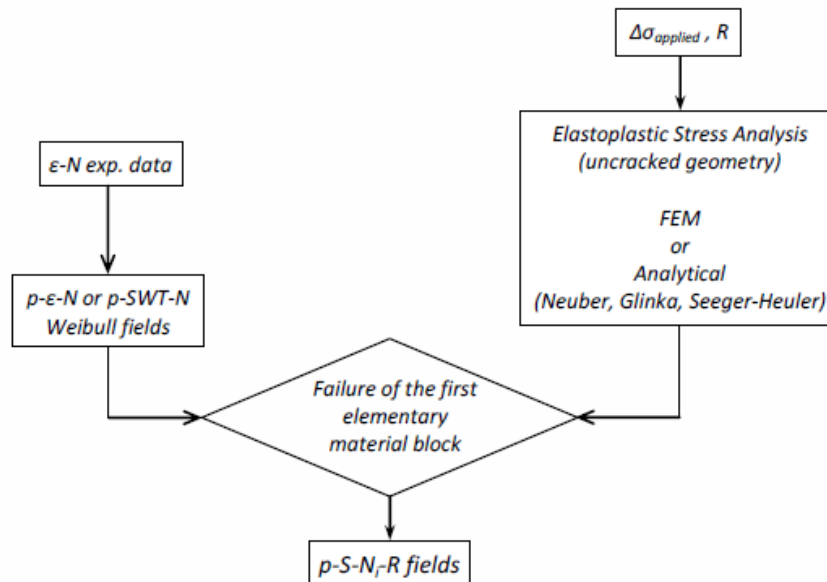


Figura 2.13 – Procedimento para a estimativa do campo probabilístico de iniciação de fendas de fadiga numa reentrância [64]

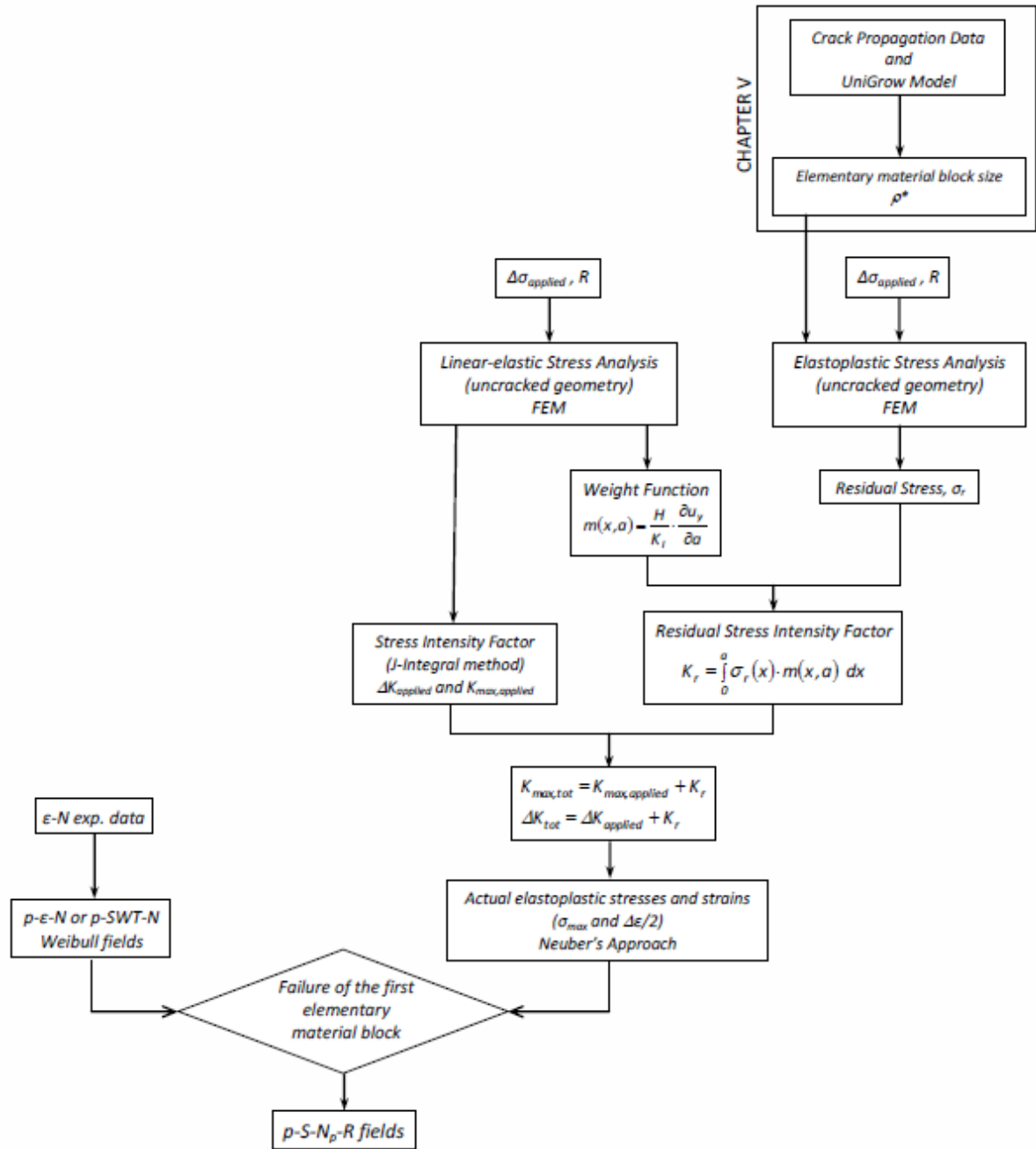


Figura 2.14 – Procedimento para a estimativa do campo probabilístico de propagação de fendas de fadiga numa reentrância [64]

2.4.3. PROCEDIMENTO BASEADO NA MECÂNICA DA FRATURA

As abordagens à fadiga baseadas na Mecânica da Fratura podem ser utilizadas na previsão total da vida à fadiga de detalhes estruturais ou mecânicos através do conceito de Tamanho de Imperfeição Inicial Equivalente (*Equivalent Initial Flaw Size* ou EIFS) [56]. Este conceito defende que os materiais apresentam defeitos iniciais que atuam como fendas de iniciação na modelação da previsão da vida à fadiga. Frequentemente, no entanto, o EIFS é inferior ao conceito de iniciação de fendas do procedimento integrado abordagem local-Mecânica da Fratura.

É desaconselhável a aplicação da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL, ver secção 2.3.4) em conjunto com o conceito EIFS devido ao menor tamanho da fenda na zona plástica próxima da sua extremidade. Desta forma, é preferível a utilização do Integral J (ver secção 2.3.4). Neste caso, a lei de propagação de fendas por fadiga deve abranger os regimes de propagação desde o limiar até ao final da propagação [56].

O procedimento geral na previsão da resistência à fadiga de ligações baseado na Mecânica da Fratura pode ser resumido da seguinte forma:

- i. Uma relação do crescimento de fendas deve ser utilizada na obtenção das constantes do material em consideração. É adotado um modelo de crescimento de fendas baseado no Integral J.
- ii. É necessário levar a cabo análises de tensão elasto-plástica para a geometria fendilhada através do método dos elementos finitos. Pode ser utilizado o modelo de Ramberg-Osgood (ver secção 2.3.2).
- iii. Integração do modelo adotado no passo *i*, tendo em conta as deformações plásticas nas regiões próximas da extremidade da fenda.
- iv. Estimativa do parâmetro do tamanho de imperfeição inicial equivalente recorrendo a dados S-N do detalhe estrutural (Figura 2.15).
- v. Por último, a previsão da vida à fadiga do componente estrutural ou detalhe mecânico é realizada.

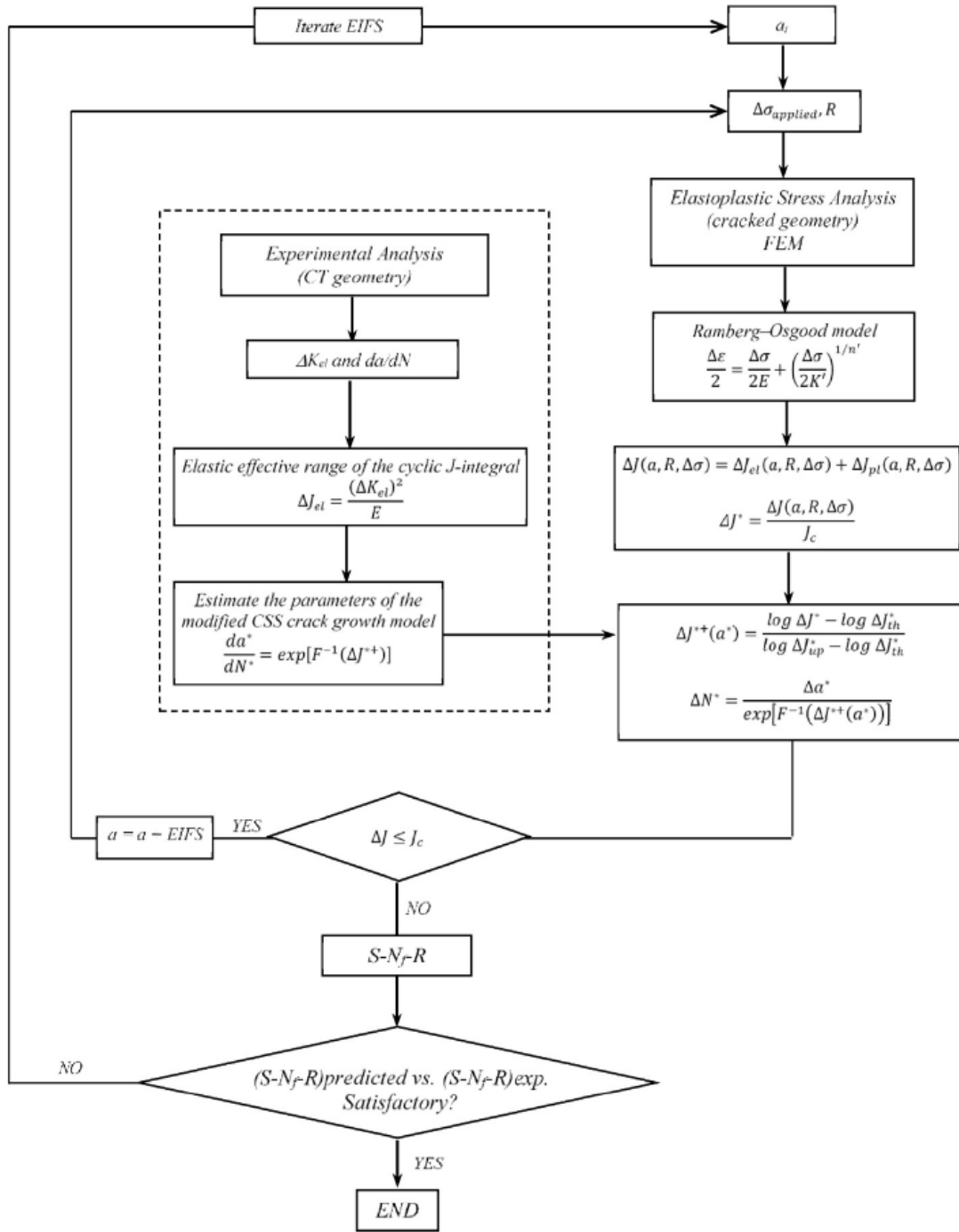


Figura 2.15 – Procedimento geral na previsão de curvas S-N baseada na Mecânica da Fratura [56]

3

ESTUDO EXPERIMENTAL DE FADIGA DO AÇO S235 E DA LIGAÇÃO REBITADA VIGA-PILAR

3.1. INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta, com a devida adaptação ao caso em estudo, o trabalho experimental desenvolvido por António Silva [34] na caracterização do comportamento à fadiga do aço S235 e da ligação rebitada viga-pilar. Este estudo reveste-se de particular importância no caso específico das ligações rebitadas, uma vez que nestas o número de ciclos necessário para a iniciação da fenda pode ser significativo quando comparado com a vida total de fadiga do componente estrutural [34].

3.2. COMPORTAMENTO MECÂNICO E À FADIGA DO S235

Na caracterização da iniciação de fendas, Silva desenvolveu testes de fadiga controlados pela deformação em amostras lisas, de acordo com o código ASTM E606 [65].

3.2.1. PROPRIEDADES MECÂNICAS E QUÍMICAS

A norma europeia do EN 10025-2:2004 [66] especifica as condições de distribuição para produtos lisos e extensos e para produtos semiacabados tratados para se tornarem aços laminados a quente não-ligados.

A EN 10025-2:2004 apresenta as seguintes características mecânicas para o aço S235 (Figura 3.1):

Designation		Minimum yield strength R_{eH}^a MPa ^b									Tensile strength R_m^a MPa ^b				
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN 10027-2	Nominal thickness mm									Nominal thickness mm				
		≤ 16	> 16 ≤ 40	> 40 ≤ 63	> 63 ≤ 80	> 80 ≤ 100	> 100 ≤ 150	> 150 ≤ 200	> 200 ≤ 250	> 250 ≤ 400 ^c	< 3	≥ 3 ≤ 100	> 100 ≤ 150	> 150 ≤ 250	> 250 ≤ 400 ^c
S235JR	1.0038	235	225	215	215	215	195	185	175	-	360 to 510	360 to 510	350 to 500	340 to 490	-
S235J0	1.0114	235	225	215	215	215	195	185	175	-	360 to 510	360 to 510	350 to 500	340 to 490	-
S235J2	1.0117	235	225	215	215	215	195	185	175	165	360 to 510	360 to 510	350 to 500	340 to 490	330 to 480

Designation		Position of test pieces a	Minimum percentage elongation after fracture ^a %												
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN 10027-2		$L_0 = 80$ mm Nominal thickness mm					$L_0 = 5,65 \sqrt{S_0}$ Nominal thickness mm							
			≤ 1	> 1 ≤ 1,5	> 1,5 ≤ 2	> 2 ≤ 2,5	> 2,5 < 3	≥ 3 ≤ 40	> 40 ≤ 63	> 63 ≤ 100	> 100 ≤ 150	> 150 ≤ 250	> 250 ^c ≤ 400 only for J2 and K2		
S235JR	1.0038	l	17	18	19	20	21	26	25	24	22	21	-		
S235J0	1.0114												-		
S235J2	1.0117	t	15	16	17	18	19	24	23	22	22	21	21 (l and t)		

Figura 3.1 – Propriedades mecânicas dos aços S235 à temperatura ambiente [66]

Designation		Tempe- rature °C	Minimum energy (J) Nominal thickness in mm		
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN 10027-2		≤ 150 ^{a b}	> 150 ≤ 250 ^b	> 250 ≤ 400 ^c
S235JR	1.0038	20	27	27	-
S235J0	1.0114	0	27	27	-
S235J2	1.0117	- 20	27	27	27

Figura 3.2 – Força de impacto absorvida pelos aços S235 durante a fratura [66]

O aço S235 contém três subclassificações (JR, J0, J2), dependentes do teste de impacto de Charpy. Este teste determina a quantidade de energia absorvida por um material durante a fratura. Num aço JR, o impacto da reentrância longitudinal em V de Charpy é de 27J à temperatura ambiente. Para J0 e J2, o impacto de 27J ocorre a 0°C e -20°C, respetivamente (Figura 3.2). J0 e J2 são capazes de exibir o mesmo nível de ductilidade para temperaturas mais baixas, ou seja, apresentam melhor comportamento face à fratura. Naturalmente, também são mais dispendiosos [67].

A EN 10025-2:2004 apresenta as seguintes caraterísticas químicas para o aço S235 (Figura 3.3, Figura 3.4 e Figura 3.5):

Designation		Method of deoxidation b	C in % max. for nominal product thickness in mm			Si % max.	Mn % max.	P % max. d	S % max. d e ,	N % max. f	Cu % max. g	Other % max. h
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN 10027-2		≤ 16	> 16 ≤ 40	> 40 ^e							
S235JR	1.0038	FN	0,17	0,17	0,20	-	1,40	0,035	0,035	0,012	0,55	-
S235J0	1.0114	FN	0,17	0,17	0,17	-	1,40	0,030	0,030	0,012	0,55	-
S235J2	1.0117	FF	0,17	0,17	0,17	-	1,40	0,025	0,025	-	0,55	-

Figura 3.3 – Composição química dos aços S235 para produtos homogêneos e extensos [66]

Designation		Method of deoxidation b	C in % max. for nominal product thickness in mm			Si % max.	Mn % max.	P % max. d	S % max. d e ,	N % max. f	Cu % max. g	Other % max. h
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN 10027-2		≤ 16	> 16 ≤ 40	> 40 ^e							
S235JR	1.0038	FN	0,19	0,19	0,23	-	1,50	0,045	0,045	0,014	0,60	-
S235J0	1.0114	FN	0,19	0,19	0,19	-	1,50	0,040	0,040	0,014	0,60	-
S235J2	1.0117	FF	0,19	0,19	0,19	-	1,50	0,035	0,035	-	0,60	-

Figura 3.4 – Limites superiores aplicáveis na análise dos aços S235 [66]

Designation		Method of deoxidation b	Maximum CEV in % for nominal product thickness in mm				
According EN 10027-1 and CR 10260	According EN10027-2		≤ 30	> 30 ≤ 40	> 40 ≤ 150	> 150 ≤ 250	> 250 ≤ 400
S235JR	1.0038	FN	0,35	0,35	0,38	0,40	-
S235J0	1.0114	FN	0,35	0,35	0,38	0,40	-
S235J2	1.0117	FF	0,35	0,35	0,38	0,40	0,40

Figura 3.5 – Máxima percentagem dos valores equivalentes de carvão (*Carbon Equivalent Values* ou CEV) [66]

As ligeiras diferenças entre os três tipos de S235 verificam-se nas percentagens de fósforo e enxofre. Para superiores espessuras (> 40mm), também se observa um aumento da percentagem de carbono no S235JR.

3.2.2. COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO DO S235

Silva investigou o comportamento elasto-plástico cíclico do aço S235 através de testes de fadiga controlados pela deformação em amostras homogéneas (Figura 3.6). Um total de 13 amostras, fabricadas a partir de um fragmento intacto de uma viga rebitada, foram testadas, sob uma razão de deformações igual a -1. Os resultados resumem-se no Quadro 3.1:

Quadro 3.1 – Programa experimental de fadiga para amostras homogéneas planas de S235 [34]

Amostras	R_ϵ	$\Delta\epsilon$	$d\epsilon/dt$	f
	[-]	[%]	[%/s]	[Hz]
S235-100-01	-1.00	1.00	0.80	0.40
S235-100-02	-1.00	1.00	0.80	0.40
S235-200-01	1.00	2.00	0.80	0.20
S235-200-02	-1.00	2.00	0.80	0.20
S235-050-01	-1.00	0.50	0.80	0.80
S235-050-02	-1.00	0.50	0.80	0.80
S235-040-01	-1.00	0.40	0.80	1.00
S235-040-02	-1.00	0.40	0.80	1.00
S235-030-01	-1.00	0.30	0.80	1.33
S235-040-03	-1.00	0.40	0.80	1.00
S235-030-02	-1.00	0.30	0.80	1.33
S235-025-01	-1.00	0.25	0.80	1.60
S235-025-02	-1.00	0.25	0.80	1.60

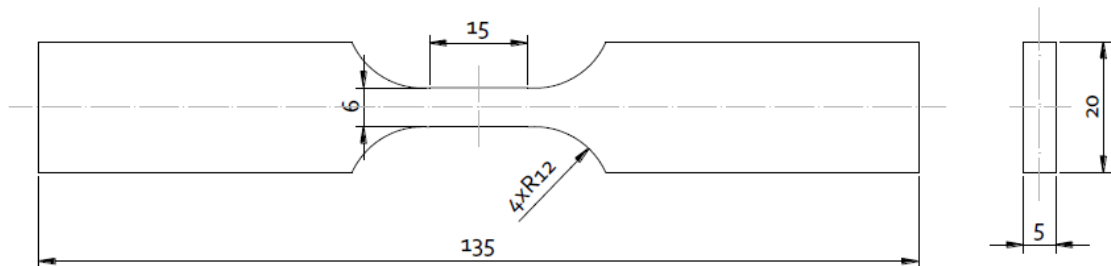


Figura 3.6 – Amostra homogénea plana do S235 (dimensões em mm) [34]

A Figura 3.7 apresenta os ciclos de histerese tensão-deformação, para um critério da vida média do ensaio (metade da vida total da amostra):

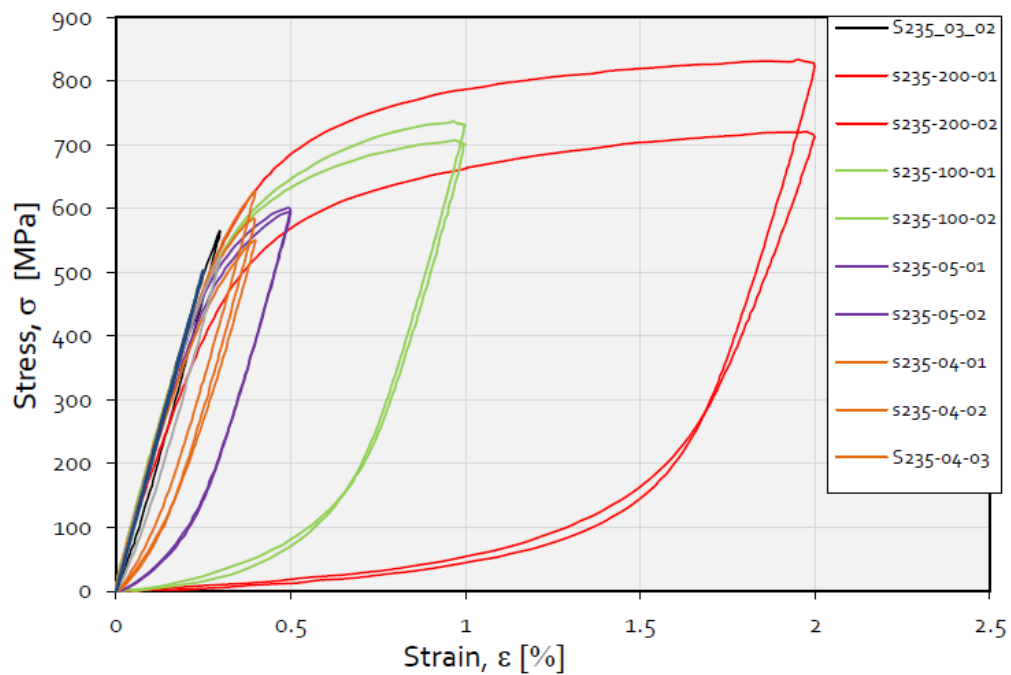


Figura 3.7 – Ciclos de histerese tensão-deformação para as 13 amostras de S235 [34]

Com base na Figure 3.7 é observar uma dispersão relativa, principalmente quando a plasticidade cíclica diminui. Assim, o material apresenta um comportamento não-Masing em virtude de os ramos ascendentes dos ciclos de histerese não serem coincidentes entre si.

A Figura 3.8 apresenta a evolução das amplitudes de tensão com o número de ciclos para várias gamas de deformação:

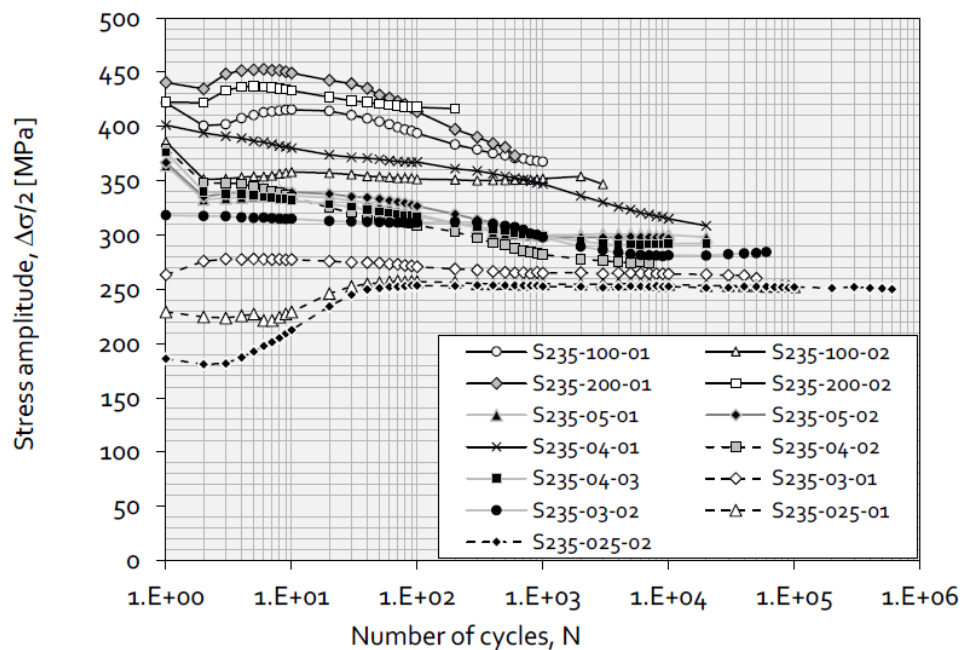


Figura 3.8 – Evolução das amplitudes de tensão (S235) [34]

É notório que não há estabilização do comportamento cíclico para algumas gamas de deformação. A tendência generalizada deste material é um abrandamento cíclico progressivo, sendo as exceções as gamas de deformação baixas. Assim, para gamas de deformação inferiores e iguais a 0.3% constata-se um ligeiro endurecimento do material e para gamas de deformação superiores verifica-se um amaciamento do material.

3.2.3. MODELO DEFORMAÇÃO-VIDA DO AÇO S235

Nesta secção expõe-se a análise deformação-vida do aço S235. Os dados experimentais resultaram dos testes cíclicos realizados nas amostras introduzidas na secção 3.2.2. A Figura 3.9 representa a relação deformação-vida de Morrow (ver secção 2.4.2), resultante da sobreposição das relações deformação-vida elástica e plástica [34]:

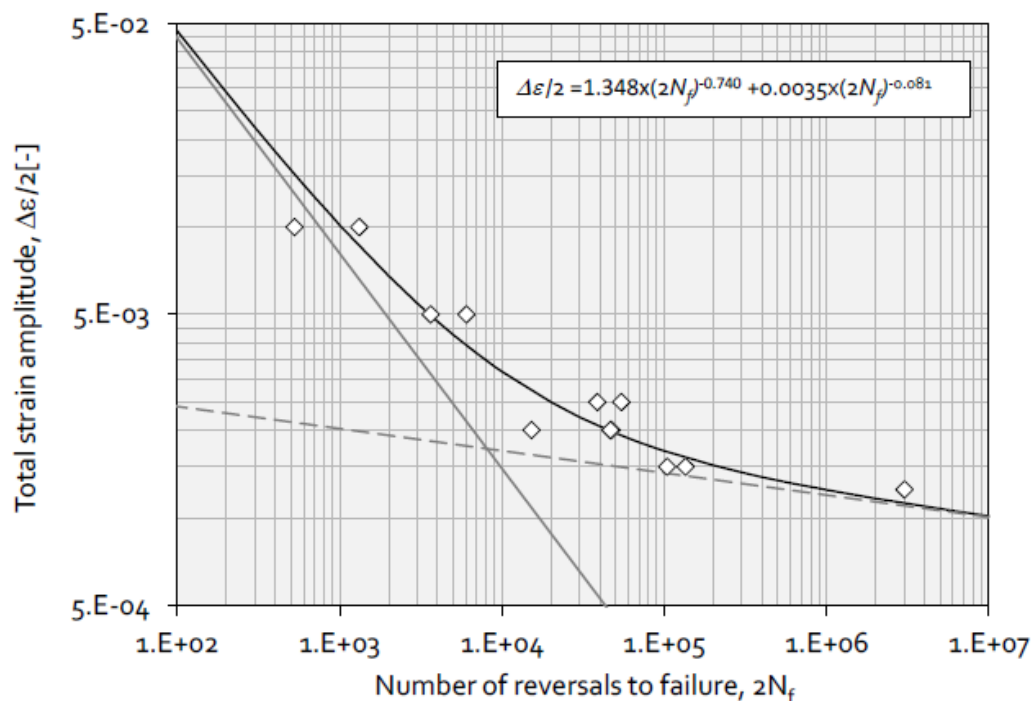


Figura 3.9 – Dados totais de vida-deformação para o aço S235 [34]

3.3. RESISTÊNCIA À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA VIGA-PILAR

No seu trabalho, Silva desenvolveu testes de fadiga em três ligações rebitadas. Para o presente caso, apenas uma é explorada: a ligação viga-pilar, originada por um potencial detalhe crítico da Ponte Ferroviária do Trezói.

A Ponte do Trezói está localizada na linha internacional de caminhos-de-ferro da Beira Alta, que liga Portugal a Espanha. É formada por três vãos, de 39m, 48m e 39m, para um total de 126m, com uma largura constante de 4.40m (Figura 3.10 e Figura 3.11) [73, 83].



Figura 3.10 – Vista da Ponte do Trezói [73, 83]

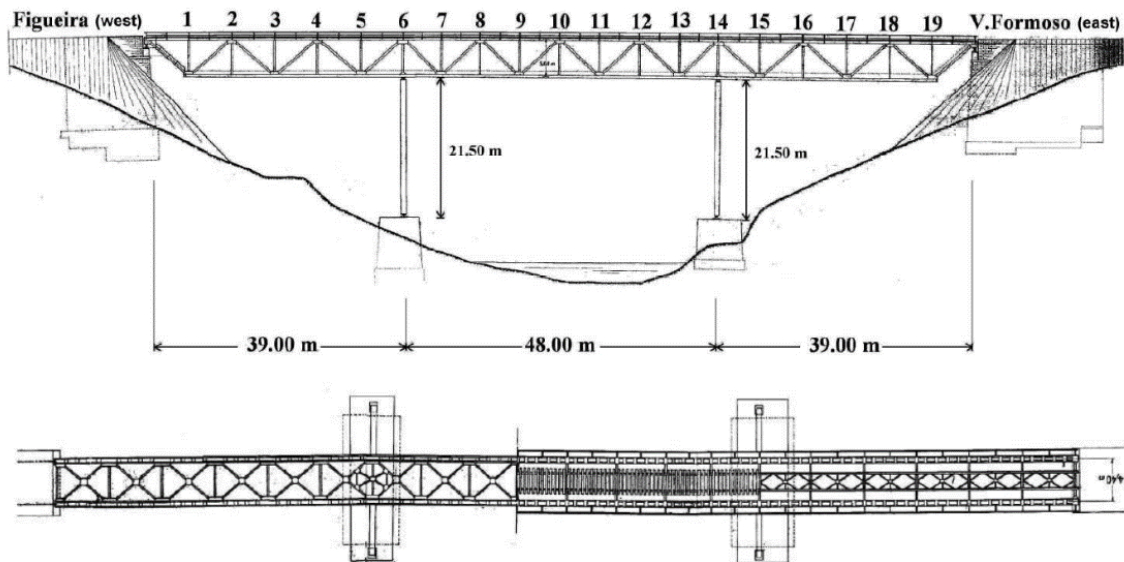


Figura 3.11 – Representação técnica da Ponte do Trezói: elevação e vista no plano [73, 83]

As vigas transversais, assim como as vigas longitudinais apoiadas nas mesmas, têm secção em “I”. As carlingas têm 71cm de altura e estão ligadas aos elementos verticais laterais através de chapas rebitadas. As cordas e as diagonais das treliças são formadas por secções em “U” duplas. Os apoios da superestrutura são metálicos e permitem rotações livres no plano da estrutura. No apoio a leste os deslocamentos longitudinais são impedidos, ao contrário do que acontece no apoio a oeste, onde estes deslocamentos, causados por ações horizontais longitudinais (temperatura ou travagem por exemplo), são permitidos [73, 83].

3.3.1. DESCRIÇÃO DA LIGAÇÃO

Silva recorreu aos estudos numéricos do projeto FADLESS na Ponte do Trezói [73, 83]. Estes trabalhos, suportados por uma abordagem clássica S-N baseada em códigos de projeto (ver subcapítulo 2.2) e num

Modelo de Elementos Finitos global, referem o nó estrutural número seis, localizado no topo dos pilares a oeste, como o mais sensível, embora não apresente ainda danos visíveis (Figura 3.12 e Figura 3.13).

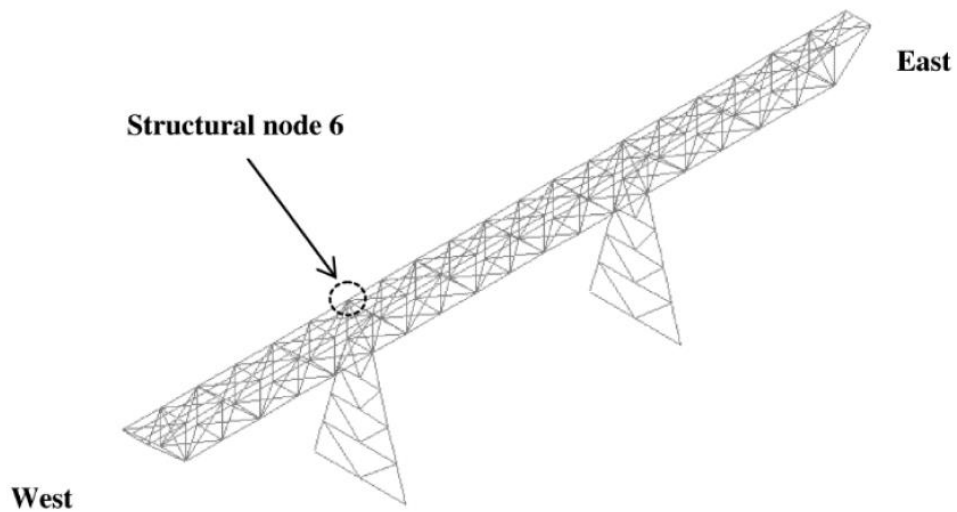


Figura 3.12 – Localização do nó potencialmente crítico na Ponte do Trezói [73, 83]



Figura 3.13 – Detalhe estrutural selecionado: ligação rebitada entre a viga transversal e a viga longitudinal superior [73, 83]

A ligação rebitada entre a viga transversal e o nó estrutural foi investigada através de amostras rebitadas reduzidas e simplificadas (designadas por série R1), testadas à fadiga em condições de laboratório.

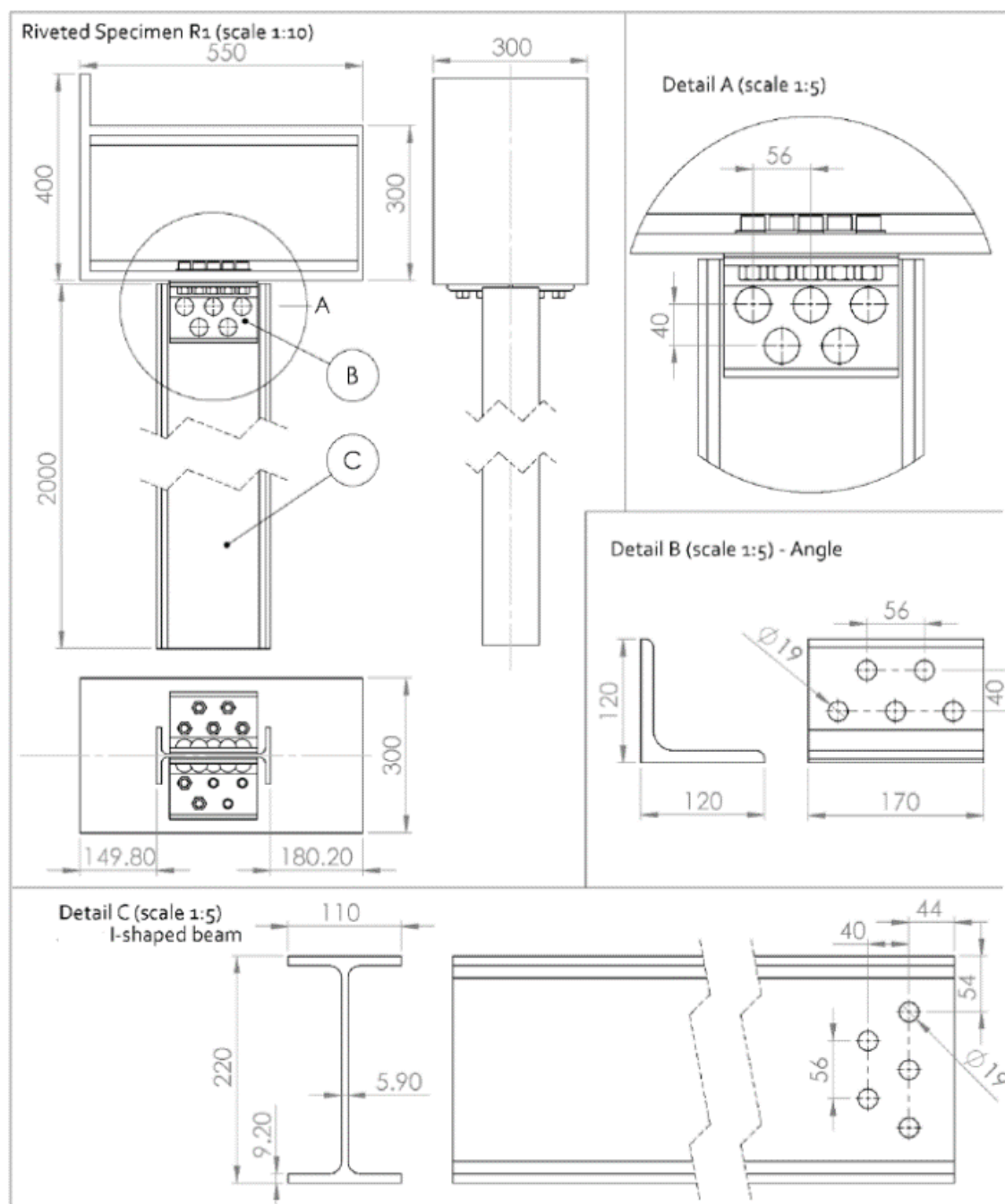
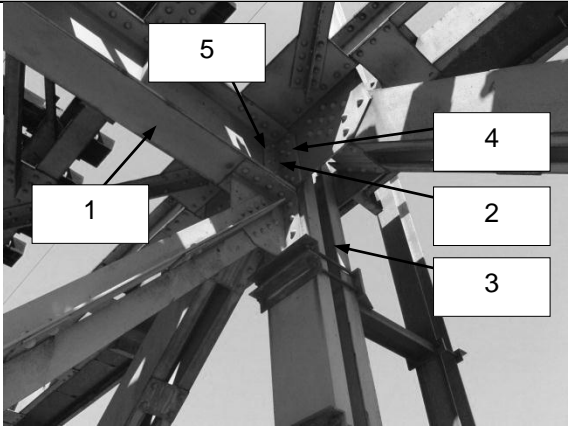
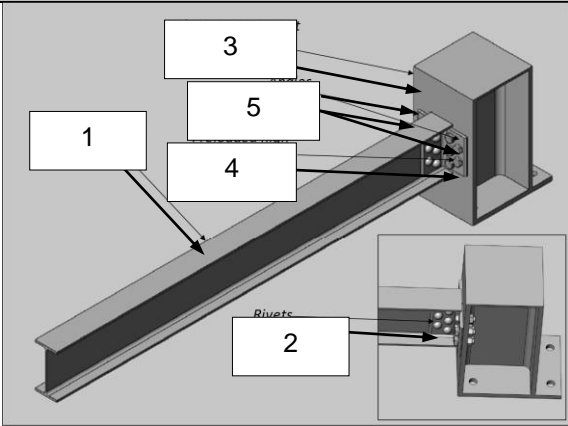


Figura 3.14 – Geometria das amostras rebitadas R1 [34]

A Figura 3.14 mostra a ligação por duas cantoneiras (L120x120x12) entre uma viga IPE220 com 2000mm de comprimento e um pilar rígido (viga HEB300).

As diferenças entre a amostra reduzida e o verdadeiro nó da Ponte do Trezói traduzem-se no Quadro 3.2:

Quadro 3.2 – Comparação entre a ligação viga transversal-viga longitudinal da Ponte do Trezói e a amostra rebitada reduzida [34]

Ligação viga transversal-viga longitudinal	Amostra rebitada reduzida
	
1 Viga com secção em "I" (690mm)	1 Viga com secção em "I" (220mm)
2 Ligação rebitada (7 rebites, $\Phi 12$ e expandidos para $\Phi 24$)	2 Ligação rebitada (5 rebites, $\Phi 17$ e expandidos para $\Phi 19$)
3 Pilar (altura da secção=400mm/largura da secção=300mm: duas secções em "C" com 400x120mm)	3 Apoio do pilar (HEB300)
4 Rebites ($\Phi 22$ mm)	4 Parafuso de alta resistência em pré-carregamento (M20-12.9)
5 Cantoneiras (L126x126x14mm)	5 Cantoneiras (L120x120x12mm)

As ligações rebitadas da ponte e do laboratório mostram rigidez distinta. No entanto, o mesmo tipo de distribuição de cargas é feito na ligação. Esta diferença acaba por não ser relevante, uma vez que os testes foram realizados sob controlo de carga.

Apesar de preparadas para um comprimento de 2000mm, as vigas foram testadas para um carregamento a 800mm da extremidade da ligação, de forma a permitir a redução do deslocamento do atuador servo-hidráulico (INSTRON, 10 toneladas – ver Figura 3.15) e um aumento da frequência testada. Este carregamento foi aplicado através de um apoio simples [34]:



Figura 3.15 – Amostra de pequena escala montada numa estrutura rígida e sob um atuador servo-hidráulico de 10 toneladas [34]

3.3.2. PROGRAMA EXPERIMENTAL DE FADIGA DA LIGAÇÃO

No total, 8 amostras reduzidas da série R1 foram testadas à fadiga sob flexão cíclica (flexão simples).

As amostras rebitadas foram construídas utilizando o aço S235JR para chapas, vigas e cantoneiras. As características químicas e mecânica do S235JR podem ser consultadas na secção 3.2.1.

O Quadro 3.3 resume o programa experimental da série R1, incluindo as condições de carregamento e a vida à fadiga observada para as amostras testadas:

Quadro 3.3 – Dados experimentais de teste à fadiga para a série R1 [34]

Amostras	Razão de Forças	F_{\max} [kN]	F_{\min} [kN]	ΔF [kN]	N_f
R1-01	0.01	20	0.2	19.8	232376
R1-02	0.01	20	0.2	19.8	2569570
R1-03	0.01	25	0.25	24.75	78473
R1-04	0.01	25	0.25	24.75	89292
R1-05	0.01	20	0.2	19.8	286745
R1-06	0.01	15	0.15	14.85	1009059
R1-07	0.01	15	0.15	14.85	791476
R1-08	0.01	20	0.2	19.8	234015

3.3.3. ANÁLISE ESTATÍSTICA DOS DADOS DE TESTE À FADIGA

Os dados de teste à fadiga são normalmente apresentados em forma de curvas S-N, que relacionam a gama de tensões aplicada com o número de ciclos até à falha. Silva utilizou uma análise de regressão linear (Quadro 3.4), baseada no código ASTM E739 [74], na determinação das curvas S-N.

A curva S-N média pode ser descrita utilizando um modelo linear:

$$Y = A + B \cdot X \quad (3.1.)$$

As variáveis Y e X são definidas por:

$$Y = \text{Log} N_f; X = \text{Log} \Delta \sigma \quad (3.2.)$$

$\Delta \sigma$ representa a gama de tensões aplicada e N_f o número de ciclos de falha. Substituindo na primeira equação, tem-se que [34]:

$$\begin{cases} \text{Log} N_f = A + B \cdot \text{Log} \Delta \sigma \\ \text{Log} \Delta \sigma = \frac{A}{B} + \frac{1}{B} \cdot \text{Log} N_f \end{cases} \quad (3.2.)$$

Também é comum exprimir as curvas S-N em códigos de projeto da seguinte forma [20]:

$$\Delta \sigma^m N_f = C \quad (3.3.)$$

Os parâmetros m e C estão relacionados com A e B ($C=10^A$ e $m=-B$).

Assume-se que a variável dependente Y segue uma distribuição normal com uma variância constante ao longo de todas as variáveis independentes consideradas nos testes de fadiga [74]. Assim são determinados os parâmetros A e B :

$$\begin{cases} A = \bar{Y} - B \cdot \bar{X} \\ B = \frac{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})(Y_i - \bar{Y})}{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})^2} \end{cases} \quad (3.4.)$$

\bar{X} e \bar{Y} são os valores médios de $X_i = \text{Log} \Delta \sigma_i$ e $Y_i = \text{Log} N_{fi}$, respetivamente, traduzindo k o número de provetes que sofreram rotura. Os intervalos de confiança para os parâmetros A e B foram computados através de uma distribuição T de Student:

$$A \pm t_{p,k-2} S \left[\frac{1}{k} + \frac{\bar{X}^2}{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})^2} \right]^{0.5} \quad (3.5.)$$

$$B_{-}^{+} t_{p,k-2} S \left[\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})^2 \right]^{-0.5} \quad (3.6.)$$

Os $t_{p,k-2}$ são os valores da distribuição T de Student associados a uma probabilidade p e a $k-2$ graus de liberdade; S representa o desvio-padrão da distribuição normal associada à variável Y , que pode ser computado pela expressão associada à variância, S^2 :

$$S^2 = \frac{\sum_{i=1}^k (Y_i - A + B \cdot X_i)^2}{k-2} \quad (3.7.)$$

As bandas de dispersão linear da curva S-N manifestam-se na seguinte relação:

$$Y = A + B \cdot X_{-}^{\pm \alpha} \cdot S = (A_{-}^{\pm \alpha} \cdot S) + B \cdot X \quad (3.8.)$$

Os valores de α são habitualmente positivos e inteiros. Na sua análise, Silva assumiu $\alpha=2$ e $\alpha=3$, representativos de bandas com probabilidade de falha de 95.4% e 99%, respetivamente [34].

O Quadro 3.4 apresenta os dados de regressão linear da série R1:

Quadro 3.4 – Resumo dos dados de regressão linear da série R1 [34]

Parâmetros de regressão linear	R1
Número de amostras, k	8
Valor médio da variável independente, \bar{X}	2.319
Valor médio da variável dependente, \bar{Y}	5.419
Declive, B	-2.013
Interceção, A	10.087
Variância, S^2	0.019
Desvio-padrão, S	0.138

3.3.4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

As tensões uniformes ou linearizadas na secção útil da alma que contém uma linha de 3 rebites foram as tensões utilizadas na descrição dos dados experimentais S-N da série R1. Este procedimento apoiou-se numa análise de tensão elástica realizada com um modelo de elementos finitos da ligação (ver capítulo 4), tendo em conta as tensões de atrito (coeficiente de atrito de 0.3) e de aperto dos rebites (30MPa).

A Figura 3.16 apresenta as curvas S-N e as bandas de dispersão obtidas com a curva S-N média e as curvas S-N médias para os desvios-padrão $+2$ e $+3$. A curva S-N da classe 71 do EC3 (ver secção 2.2.1) também é apresentada como comparação, observando-se que estas têm menor resistência à fadiga.

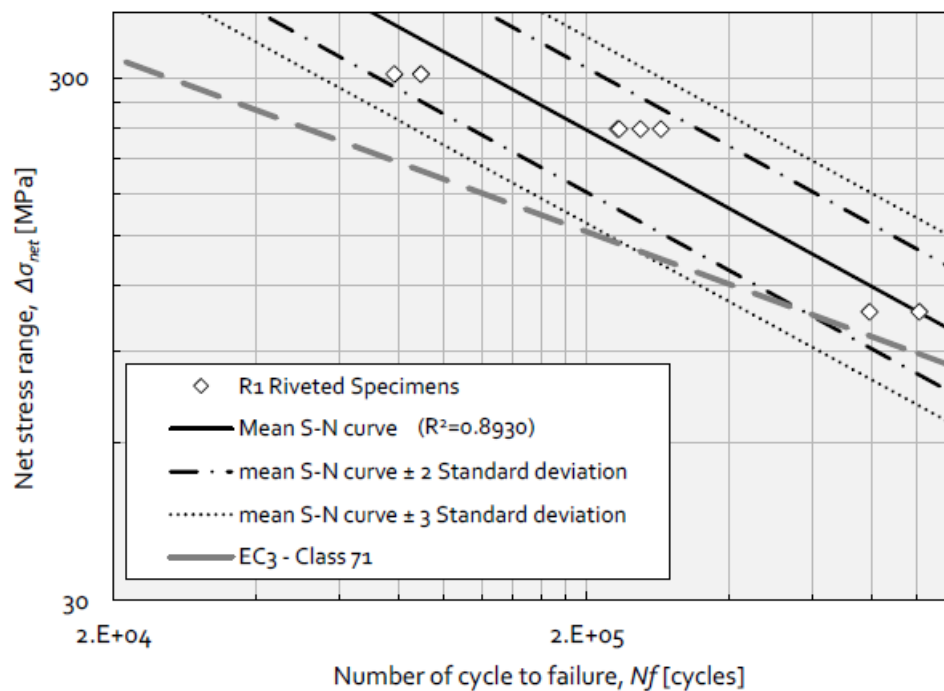


Figura 3.16 – Curvas S-N das amostras rebitadas da série R1 [34]

O declive da curva S-N do Eurocódigo 3 apoia-se num comportamento de propagação de fendas, mais indicado para ligações soldadas do que para ligações rebitadas ou aparafusadas, nas quais a iniciação da fenda pode ter um papel importante. A relativa proximidade entre os declives do EC3 ($m=3$) e os declives da curva experimental S-N sugere que a série R1 exibe uma fase de propagação de fendas considerável.

3.4. CONCLUSÕES

Este capítulo apresentou as propriedades mecânicas e químicas do aço S235 e o trabalho de António Silva, com a caracterização à fadiga do aço S235 e uma série de testes à fadiga na ligação rebitada viga-pilar de uma ponte localizada na linha internacional de caminhos-de-ferro da Beira Alta, a Ponte do Trezói.

Silva investigou o comportamento elasto-plástico cíclico do aço S235 através de testes de fadiga controlados pela deformação em amostras homogêneas, concluindo que não há estabilização do comportamento cíclico para algumas gamas de deformação. A tendência generalizada deste material é um abrandamento cíclico progressivo, sendo as exceções as gamas de deformação baixas.

A relativa proximidade da curva S-N da classe 71 do EC3 com a curva experimental da série de amostras R1, relativo ao nó mais sensível à fadiga da Ponte do Trezói, sugere uma ênfase da fase de propagação de fendas.

4

MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO VIGA-PILAR**4.1. INTRODUÇÃO**

Este capítulo apresenta o modelo numérico de Silva [34] e uma análise de fadiga alternativa para o detalhe construtivo apresentado na secção 3.3.1., relativo à Ponte do Trezói. Esta ponte tem sido seleccionada como caso de estudo com alguma frequência, tanto em projetos de investigação como a nível académico [73, 83], existindo, por isso, uma quantidade considerável de informação disponível relativamente às propriedades mecânicas dos materiais e aos carregamentos típicos (ver capítulo 3).

O objetivo final da simulação é a obtenção das curvas S-N numéricas da ligação. O número total de ciclos, N_f , é determinado somando o número de ciclos despendido no período de iniciação, N_i , com o número de ciclos decorridos durante o período de propagação, N_p [59]:

$$N_f = N_i + N_p \quad (4.1.)$$

Tratando-se de uma ligação rebitada, a fase de iniciação da fenda deveria ter um papel decisivo na avaliação da vida total à fadiga [34]. Os resultados experimentais apresentados na secção 3.3.4 sugerem o contrário. Assim, este trabalho procura averiguar a hipótese correta, avaliando a influência dos parâmetros de contacto do modelo numérico na simulação da iniciação de fendas por fadiga da ligação rebitada.

Todas as informações experimentais, como a geometria da ligação (Figura 3.14) ou os dados experimentais de teste à fadiga para a série R1 (Quadro 3.3), encontram-se no subcapítulo 3.3.

4.2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO

A modelação de Silva [34] no estudo da ligação viga-pilar da Ponte do Trezói seguiu o código ANSYS®. A preferência pelo ANSYS® justifica-se pelo facto da ligação em estudo ser rebitada, obrigando, por isso, à utilização de elementos finitos de contacto. Os materiais foram assumidos como isotrópicos e com comportamento elástico linear ($E=210$ GPa e $\nu=0.27$). Esta simulação foi realizada com recurso a elementos finitos de 20 nós quadráticos (Figura 4.1) com uma frente de fenda constante. Foram

considerados planos de simetria de forma a reduzir o peso computacional. Os modelos locais do nó 6 seguiram a opção *surface-to-surface* (Figura 4.2, Figura 4.3, Figura 4.4, Figura 4.5).

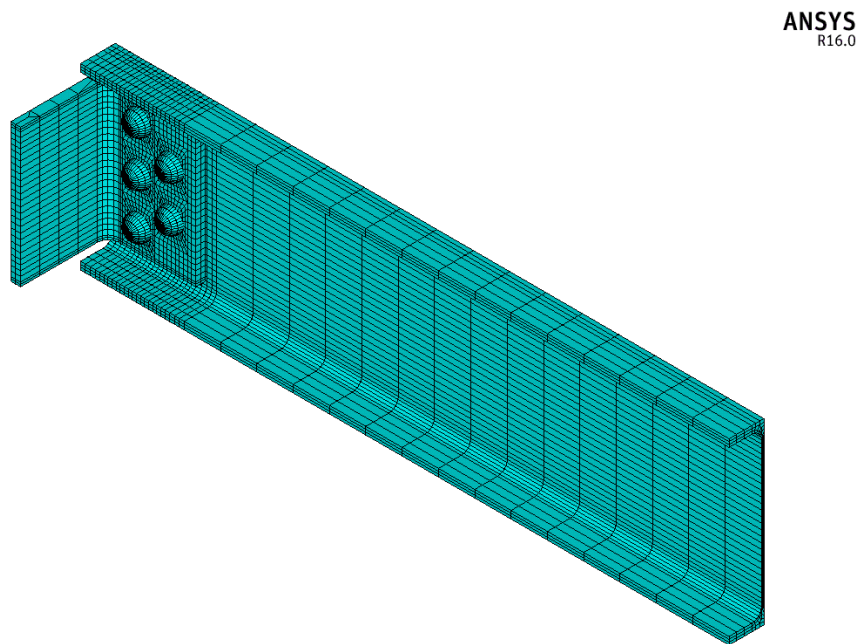


Figura 4.1 – Modelo de elementos finitos global

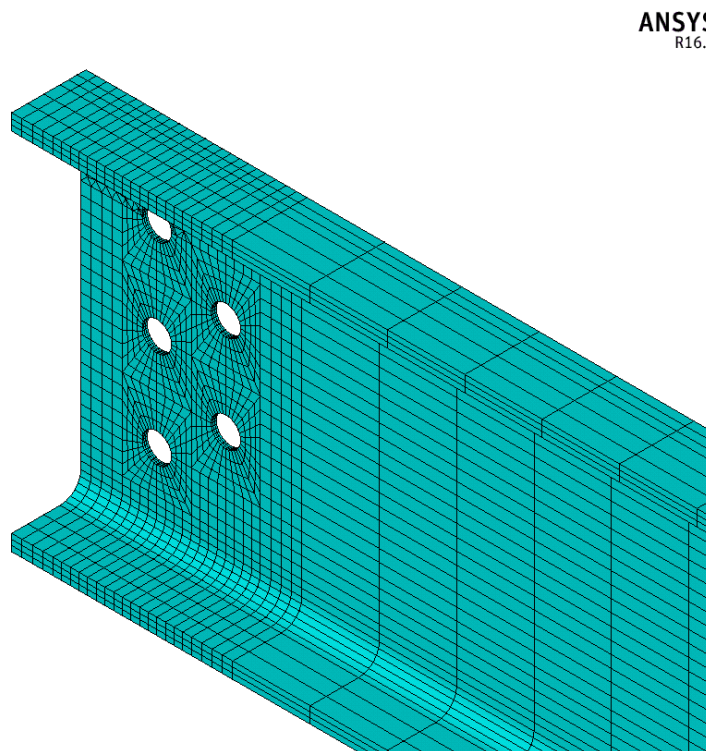


Figura 4.2 – Discretização da viga IPE220

ANSYS
R16.0

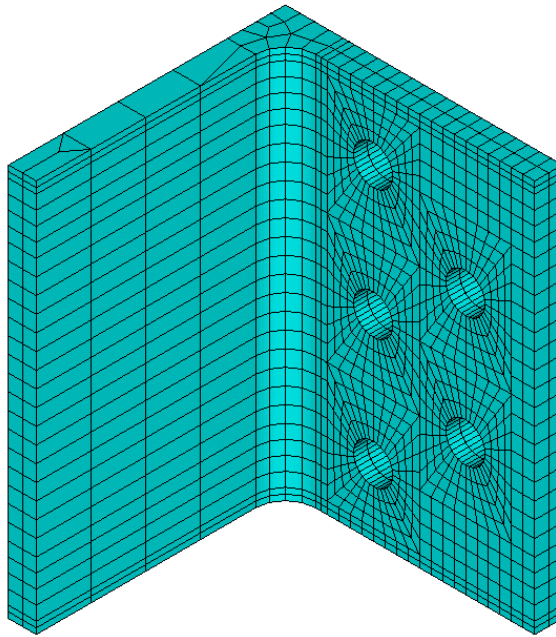


Figura 4.3 – Discretização da cantoneira L120x120x12

ANSYS
R16.0

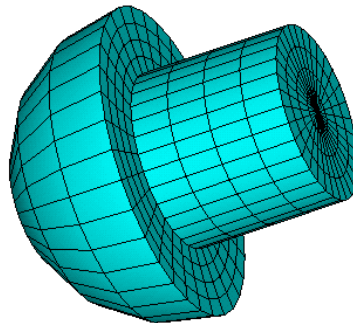


Figura 4.4 – Discretização do rebite

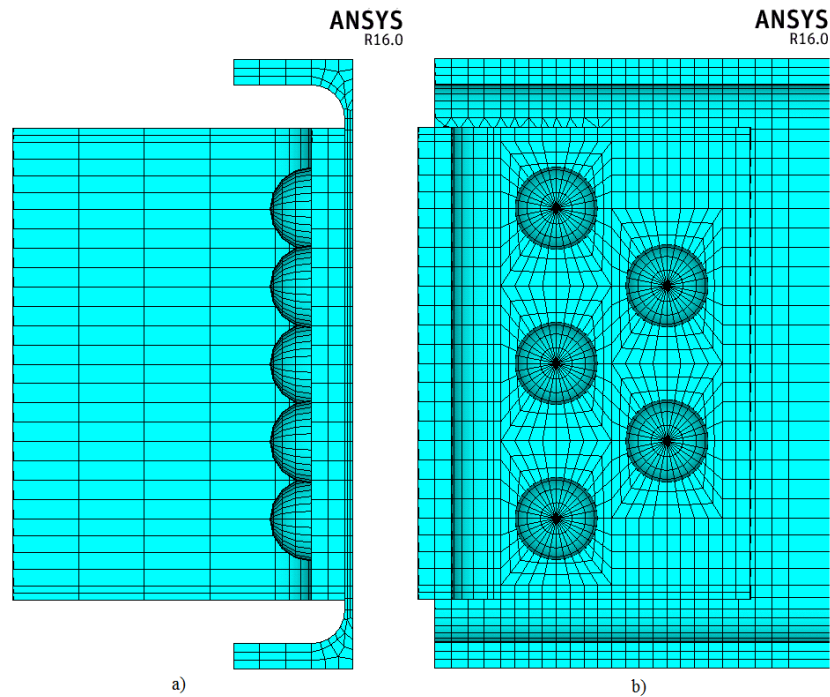


Figura 4.5 – Discretização da ligação rebitada: a) vista da direita; b) vista de frente

Os elementos de contacto CONTA174 e TARGE170 foram usados na modelação das superfícies de contacto e alvo, respetivamente, formando os pares de contacto entre chapas e rebites. No final, quatro diferentes tipos de pares de contacto foram modelados: cabeça do rebite com a cantoneira (Figura 4.6), espiga do rebite com a superfície do furo (Figura 4.7), espessura da viga com a espiga do rebite (Figura 4.8) e cantoneira com a viga (Figura 4.9).

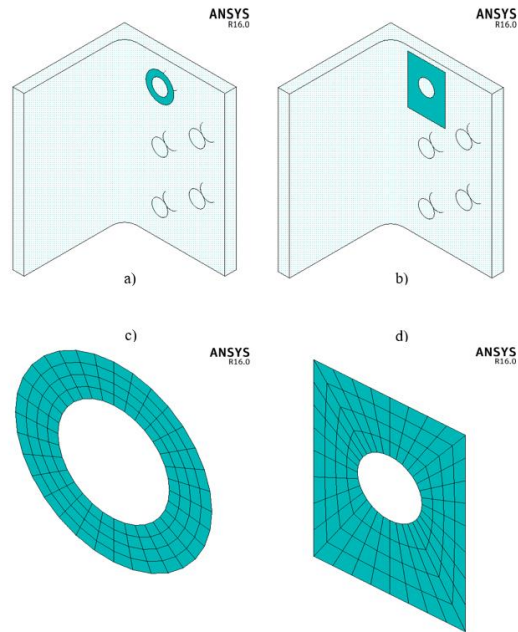


Figura 4.6 – Contacto entre a cabeça do rebite e a cantoneira: a) superfície de contacto (cabeça do rebite) no contexto do modelo; b) superfície alvo (cantoneira) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (cabeça do rebite); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (cantoneira)

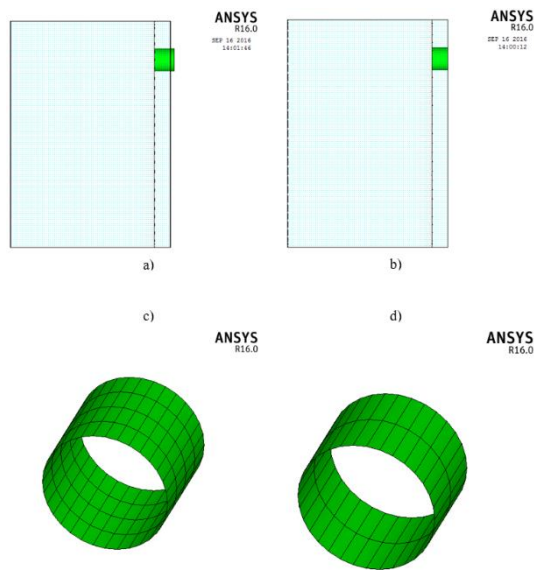


Figura 4.7 – Contacto entre a espiga do rebite e a superfície do furo na cantoneira: a) superfície de contacto (espiga do rebite) no contexto do modelo – vista do lado direito da cantoneira; b) superfície alvo (superfície do furo na cantoneira) no contexto do modelo – vista do lado direito da cantoneira; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (espiga do rebite); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (superfície do furo na cantoneira)

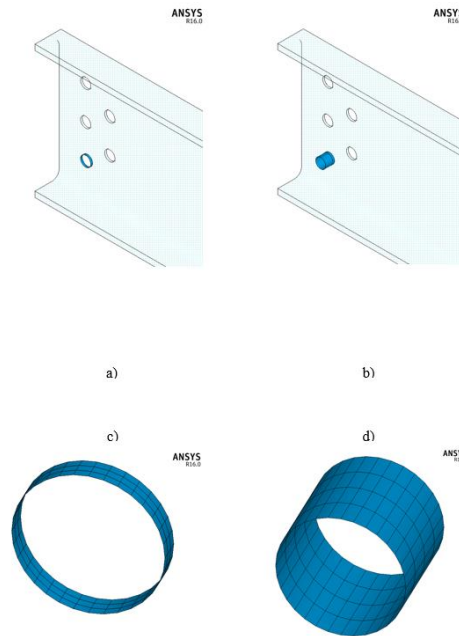


Figura 4.8 – Contacto entre a espessura da viga e a espiga do rebite: a) superfície de contacto (espessura da viga) no contexto do modelo; b) superfície alvo (espiga do rebite) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (espessura da viga); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (espiga do rebite)

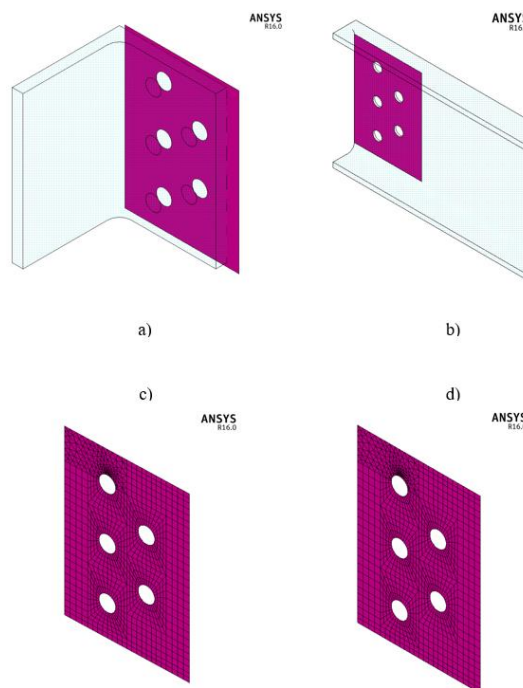


Figura 4.9 – Contacto entre a cantoneira e a viga: a) superfície de contacto (cantoneira) no contexto do modelo; b) superfície alvo (viga) no contexto do modelo; c) malha de elementos finitos da superfície de contacto (cantoneira); d) malha de elementos finitos da superfície alvo (viga)

As duas superfícies foram assumidas como flexíveis. A simulação do contacto, que transforma o modelo em não-linear, foi executada pela combinação entre o algoritmo de Lagrange Aumentado (*Augmented Lagrange*), disponível no ANSYS®, e o modelo de atrito de Coulomb (coeficiente de atrito nulo neste estudo).

4.2.1. FENDA DE INICIAÇÃO

A definição de iniciação de fendas por fadiga está estreitamente ligada ao tamanho e à escala de observação. Várias abordagens propostas na literatura modelam uma iniciação de fenda macroscópica, que varia entre 0.1 e 1.0mm [76].

4.2.2. FATORES FKN/FTOLN

A quantidade de penetração entre as superfícies de contacto e alvo dependem da rigidez normal, solicitada pelo método de Lagrange Aumentado. Neste caso, a condição desejável é uma rigidez suficientemente elevada para um mínimo aceitável de penetração mas, ao mesmo tempo, reduzida para garantir um comportamento satisfatório em termos de convergência. A relação entre os corpos é estabelecida por uma mola elástica, colocada entre estes. A força de contacto corresponde ao produto entre a rigidez de contacto (κ) e a penetração (δ). Idealmente, não deveria ocorrer penetração, mas tal implicaria instabilidade numérica ($\kappa=\infty$).

O fator FKN, ou Fator de Rigidez Normal, foi utilizado na medição de κ , variando entre 0.01 e 1.0. Um valor superior traduz uma superior rigidez de contacto. Silva considerou o valor padrão do código ANSYS®, apropriado para deformação em volume (1.0). Se a deformação por flexão for dominante, recomenda-se a utilização de um valor mais reduzido (entre 0.01 e 0.1). De forma a explorar os dois cenários, foram realizados testes para dois fatores FKN: 0.1 e 1.0 [77].

O FTOLN, por seu lado, é um fator de tolerância aplicado na direção da normal à superfície e que determina se a compatibilidade da penetração é satisfeita. Menor do que 1.0 (normalmente menor do que 0.2), o FTOLN é multiplicado pela profundidade dos elementos sólidos subjacentes, devendo este resultado ser inferior à penetração para garantir a compatibilidade. Este valor pode ser tratado, portanto, como a penetração máxima permitida. Silva considerou o fator padrão do código ANSYS® (0.1) [77]. De forma a testar o peso computacional e a possível não-convergência resultantes de valores excessivamente reduzidos para o FTOLN, neste trabalho foram consideradas duas hipóteses: 0.01 e 0.1.

Mesmo que as forças residuais e os incrementos dos deslocamentos cumpram os critérios de convergência, uma penetração superior à tolerância detetada pelo ANSYS® torna a solução global divergente. Tratando-se de uma ligação rebitada, Silva considerou uma folga nula entre os furos dos rebites.

4.2.3. PRÉ-ESFORÇO

Como abordado na secção 1.1.1., a resistência ao atrito de uma ligação é originada pela compressão lateral, aplicada pelas cabeças dos rebites nas chapas comprimidas entre si (Figura 4.10).

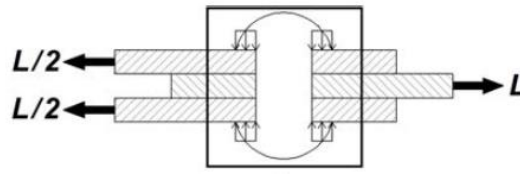


Figura 4.10 – Força de aperto do rebite que comprime as chapas [1]

A força de aperto produz um complexo estado de tensão triaxial na vizinhança do furo do rebite. Para além da compressão lateral das chapas, existem também tensões circunferenciais e radiais (Figura 4.11) [78].

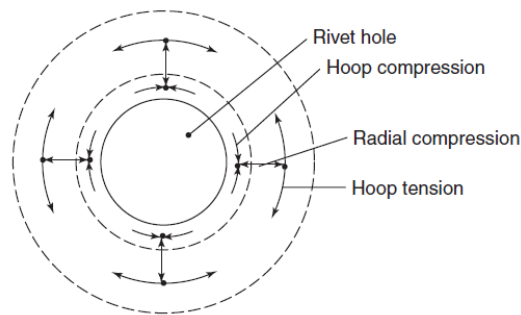


Figura 4.11 – Tensões circunferenciais e radiais próximas do furo do rebite originadas pela força de aperto [78]

O estado de pré-esforço do rebite é induzido pela contração longitudinal, consequência do arrefecimento do rebite. A força de aperto residual depende, entre outros, do comprimento de aperto, da técnica de ligação, da temperatura e da qualidade da rebitação (ver secção 1.4). A magnitude da força de aperto é altamente variável e aumenta para comprimentos de aperto superiores [1]. De forma a ter em conta esta incerteza associada ao processo de rebitação, foram consideradas na simulação do pré-esforço da ligação duas tensões: 30MPa e 20MPa. Na modelação, o pré-esforço (*clamping*) foi imposto pela variação de uma temperatura de referência nos rebites (T_{ref}). As propriedades de expansão térmica ortotrópicas são o coeficiente de expansão térmica na direção do rebite ($\alpha_z=1 \times 10^{-5}$) e a temperatura final, T_{final} , igual a 25°C. No plano transversal ao rebite, as propriedades de expansão térmica foram consideradas nulas.

4.3. SIMULAÇÃO DA INICIAÇÃO

De entre as suas diversas aplicações na análise à fadiga, o método baseado nas deformações é principalmente utilizado no cálculo do início da abertura de fendas (ver secção 2.3.2). A curva cíclica do aço S235 (Figura 4.12) foi definida pela equação de Ramberg-Osgood [28]:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma / 2}{E} + \left(\frac{\Delta \sigma / 2}{K'} \right)^{1/n'} \quad (4.1.)$$

As amplitudes de deformações e de tensões são representadas por $\Delta\epsilon/2$ e $\Delta\sigma/2$. K' é o coeficiente de resistência cíclica e n' representa o expoente de endurecimento cíclico devido às deformações. O módulo de Young é simbolizado por E . O Quadro 4.1 apresenta as constantes identificadas para o aço S235:

Quadro 4.1. – Módulo de elasticidade e propriedades cíclicas para o aço S235 [34]

Propriedade elástica		Propriedades cíclicas	
Material	E (MPa)	K' (MPa)	n'
Aço S235	205200	555.52	0.077

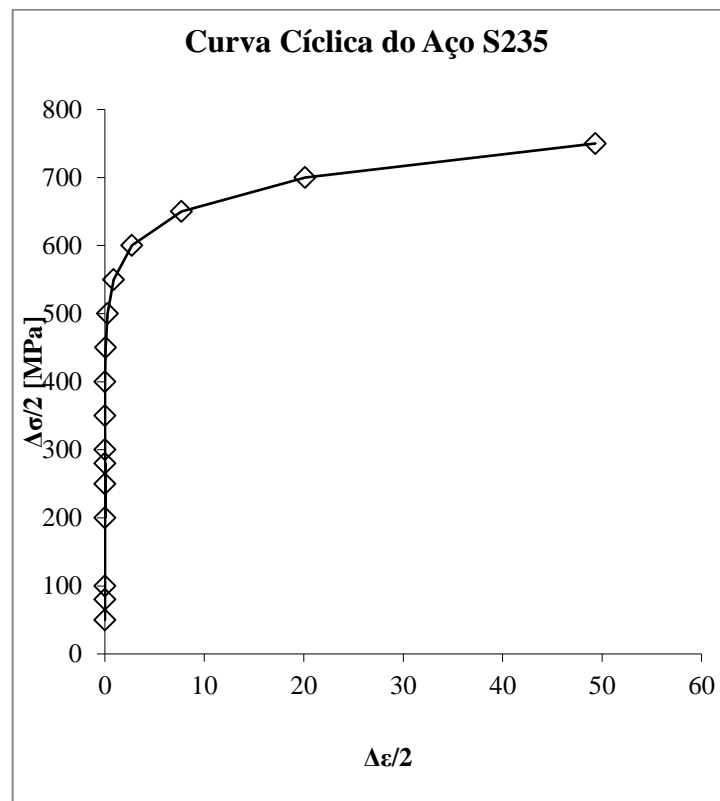


Figura 4.12 – Curva cíclica do aço S235

As gamas de deformações locais ($\Delta\epsilon_{loc}$) são obtidas pela seguinte expressão:

$$\Delta\epsilon_{loc} = \frac{\Delta\sigma_{loc}}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (4.2.)$$

As gamas de tensões locais são representadas por $\Delta\sigma_{loc}$.

Por último, e de forma a ter em conta o efeito da tensão média, o método SWT (ver secção 2.3.2) foi escolhido para a obtenção do número de ciclos de falha:

$$\Delta\sigma_{loc} \cdot \frac{\Delta\epsilon_{loc}}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} \cdot (2N_i)^{2b} + \sigma'_f \cdot \epsilon'_f \cdot (2N_i)^{b+c} \quad (4.3.)$$

O coeficiente e o expoente da resistência à fadiga são representados por σ'_f e b , respetivamente. Têm o mesmo significado os parâmetros ϵ'_f e c , mas desta vez relativos à ductilidade. O Quadro 4.2 apresenta as constantes identificadas para os materiais base:

Quadro 4.2. – Constantes da relação deformação-vida para o aço S235

Material	σ'_f (MPa)	ϵ'_f	c	b
Aço S235	718.2	1.348	-0.740	-0.081

4.4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este subcapítulo apresenta os resultados e a análise das simulações realizadas no código ANSYS® para o modelo de elementos finitos descrito no subcapítulo 4.2, incluindo a influência dos fatores FKN/FTOLN na simulação e as curvas S-N para a fase de iniciação de fendas de fadiga.

4.4.1. DETERMINAÇÃO DA TENSÃO NOMINAL

A tensão nominal define-se como a tensão no material base adjacente a uma potencial localização de uma fenda, calculada de acordo com a Teoria da Plasticidade e excluindo efeitos da concentração de tensões [20]. É definida pela seguinte expressão:

$$\sigma_{nom} = \frac{F \cdot d}{I} \cdot h \quad (4.4.)$$

A força atuante é representada por F ; d representa a distância da aplicação da força F para a secção em estudo; h é a altura do furo a estudar em relação ao centro de gravidade; I é o momento de inércia.

A secção a analisar é a viga IPE220, com 2000mm de comprimento (Figura 4.13).

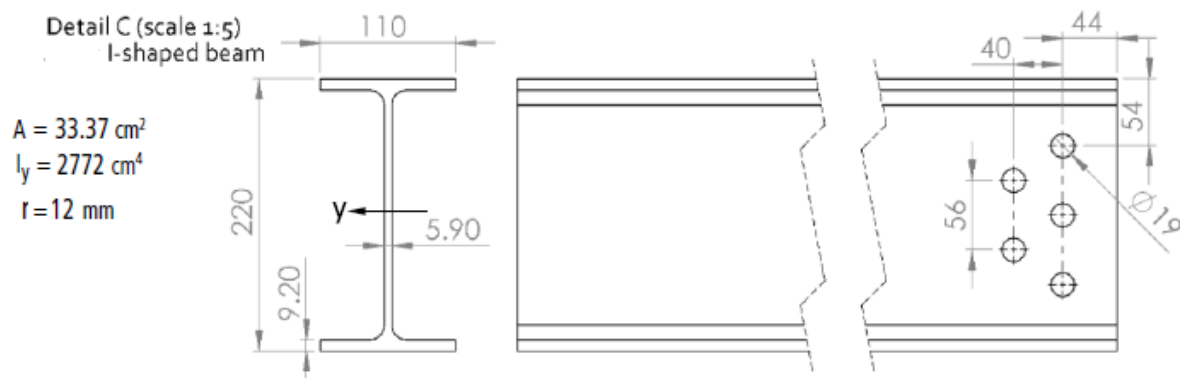


Figura 4.13 – Geometria do perfil IPE220 e das ligações rebitadas [34] [81]

Para uma carga paralela à alma numa secção laminada em I, o EN 1993-1-1 [82] prevê a seguinte área resistente:

$$A_{res} = A - 2b \cdot t_f + (t_w + 2r) \cdot t_f \quad (4.4.)$$

A largura e a espessura do banzo são representados por b e t_f , respetivamente; t_w é a espessura da alma; r traduz o raio de concordância. Pode ainda ser retirada da área resistente aquela correspondente aos furos da ligação (Quadro 4.3):

Quadro 4.3. – Tensões nominais para os carregamentos de 25, 20 e 15kN na secção com furos

F (kN)	d (mm)	h (mm)	A_{res} (cm ²)	I_{res} (mm ⁴)	σ_{nom} (MPa)
25					161.4
20	65.5	800	12.52	8.12x10 ⁶	129.1
15					96.9

Segundo o EN 1993-1-1, os furos das ligações não necessitam de ser considerados na verificação em relação ao esforço transversal. O Quadro 4.4 mostra os resultados das tensões nominais para a secção sem furos:

Quadro 4.4. – Tensões nominais para os carregamentos de 25, 20 e 15kN na secção sem furos

F (kN)	d (mm)	h (mm)	A_{res} (cm ²)	I_{res} (mm ⁴)	σ_{nom} (MPa)
25					148.4
20	65.5	800	15.88	8.83x10 ⁶	118.7
15					89.0

4.4.2. INFLUÊNCIA DOS FATORES FKN/FTOLN

Em conjunto com as combinações de FKN e FTOLN, foram testados nove diferentes valores para a variação de temperatura (Quadro 4.6 e Figura 4.14), com influência no pré-esforço aplicado no rebite (ver secção 4.2.3). O Quadro 4.5 mostra as quatro combinações de FKN e FTOLN.

Quadro 4.5. – Combinações FKN/FTOLN

Parâmetro de contacto	Azul	Laranja	Cinzeno	Amarelo
FKN	0.1	0.1	1.0	1.0
FTOLN	0.01	0.1	0.01	0.1

Quadro 4.6. – Valores do pré-esforço com a variação da temperatura para as quatro combinações

ΔT (°C)	Pré-esforço (MPa)			
	Azul	Laranja	Cinzeno	Amarelo
0	1,7	0,8	2,5	1,8
75	2,8	1,2	4,0	2,8
125	4,0	1,8	5,8	4,0
175	6,5	2,6	9,2	6,5
275	10,8	4,8	15,7	10,9
425	16,5	7,6	22,9	17,4
625	23,5	11,0	30,5	25,7
850	30,1	15,2	37,8	30,1
1200	40,2	21,7	53,4	40,2

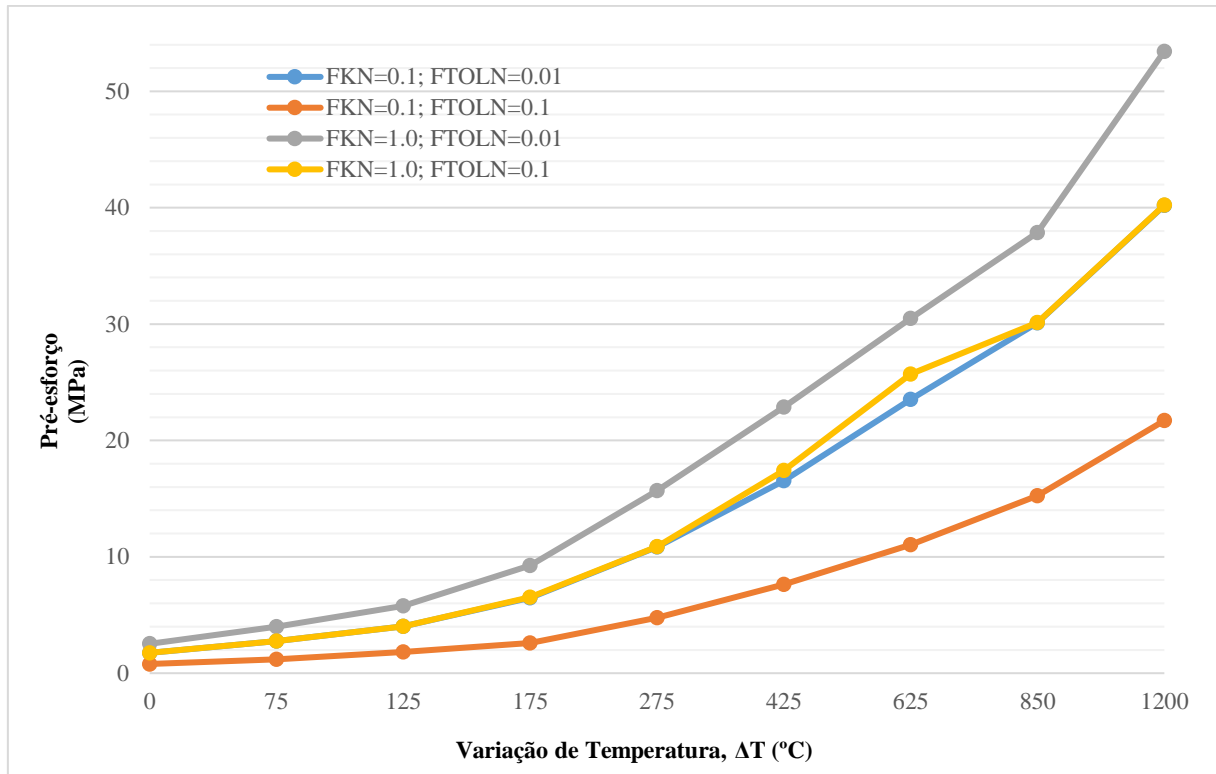


Figura 4.14 –Evolução do pré-esforço com a temperatura para cada uma das combinações dos fatores FKN/FTOLN

Como seria expectável, uma rigidez de contacto máxima associada a uma penetração mínima conduz aos resultados mais elevados para o pré-esforço (combinação cinzenta). É também natural que uma rigidez de contacto máxima (FKN=1.0) conduza a valores de pré-esforço superiores aos verificados para um caso de deformação dominada pela flexão (FKN=0.1). É notável a semelhança entre as combinações amarela (rigidez de contacto máxima, elevada penetração) e azul (rigidez de contacto mínima, reduzida penetração). Este comportamento traduz perfeitamente o significado de força de contacto, que corresponde ao produto entre a rigidez de contacto (κ) e a penetração (δ) – ver subsecção 4.2.2. Os dois fatores têm, portanto, a mesma influência na avaliação do contacto.

A influência do fator FTOLN está representada na Figura 4.15 e Figura 4.16:

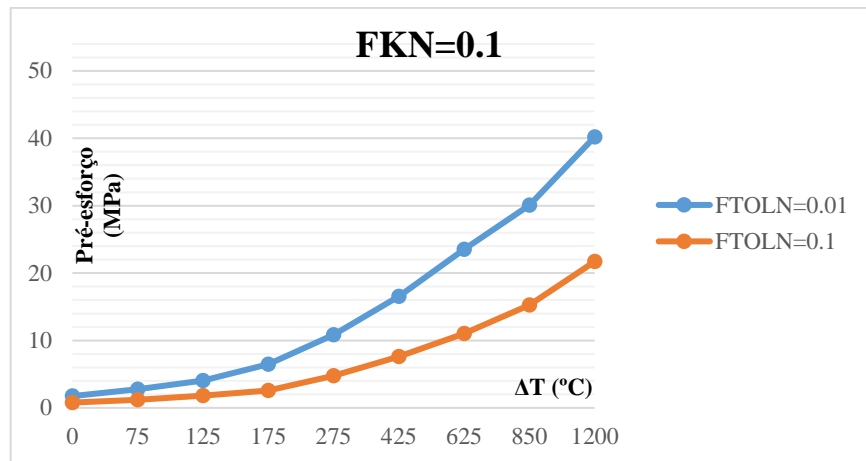


Figura 4.15 –Evolução do pré-esforço com a temperatura para FKN=0.1

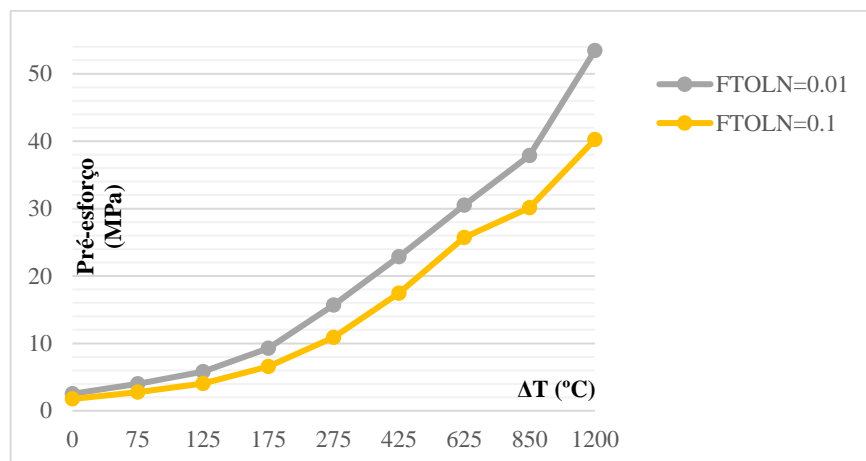


Figura 4.16 – Evolução do pré-esforço com a temperatura para FKN=1.0

Sem surpresa, uma penetração mais reduzida (FTOLN=0.01), sinónimo de uma superior força de contacto, conduz a valores de pré-esforço superiores. A redução da penetração (FTOLN=0.01 para FTOLN=0.1) tem uma influência considerável no pré-esforço quando acompanhada de uma rigidez de contacto inferior (FKN=0.1) – quase 50% de diminuição. Para uma rigidez de contacto superior, o aumento do FTOLN tem um peso menor no pré-esforço, mas ainda apreciável – cerca de 25% de redução.

4.4.3. DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES LOCAIS

O modelo de elementos finitos foi simulado para um carregamento de 25 kN e oito combinações dos fatores FKN e FTOLN e do pré-esforço no rebite (Quadro 4.7). O modelo de elementos finitos global não inclui o pilar, sendo a ligação viga-pilar simulada na extremidade da viga como totalmente rígida (rotação nula). Tradicionalmente, esta opção simplifica o dimensionamento estrutural e a análise, mas acaba por dificultar a compreensão detalhada do comportamento das ligações, que na realidade são semirrígidas [80]. Assim, e apesar das tensões máximas locais na viga surgirem na extremidade apoiada

(Figura 4.17), na análise da combinação FKN/FTOLN mais desfavorável consideraram-se as tensões nos furos dos rebites, localizações preferenciais para a iniciação de fendas de fadiga (Quadro 4.7).

Quadro 4.7. – Combinações dos fatores FKN/FTOLN e do pré-esforço

Combinação	ΔF (kN)	FKN	FTOLN	Pré-esforço (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{hole}}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{\text{beam}}$ (MPa)
1	25	0.1	0.01	30	366.0	524.2
2		0.1	0.1	30	326.0	567.9
3		1.0	0.01	30	392.6	511.6
4		1.0	0.1	30	369.2	526.0
5		0.1	0.01	20	402.3	508.8
6		0.1	0.1	20	370.1	550.8
7		1.0	0.01	20	413.4	499.4
8		1.0	0.1	20	404.4	510.5

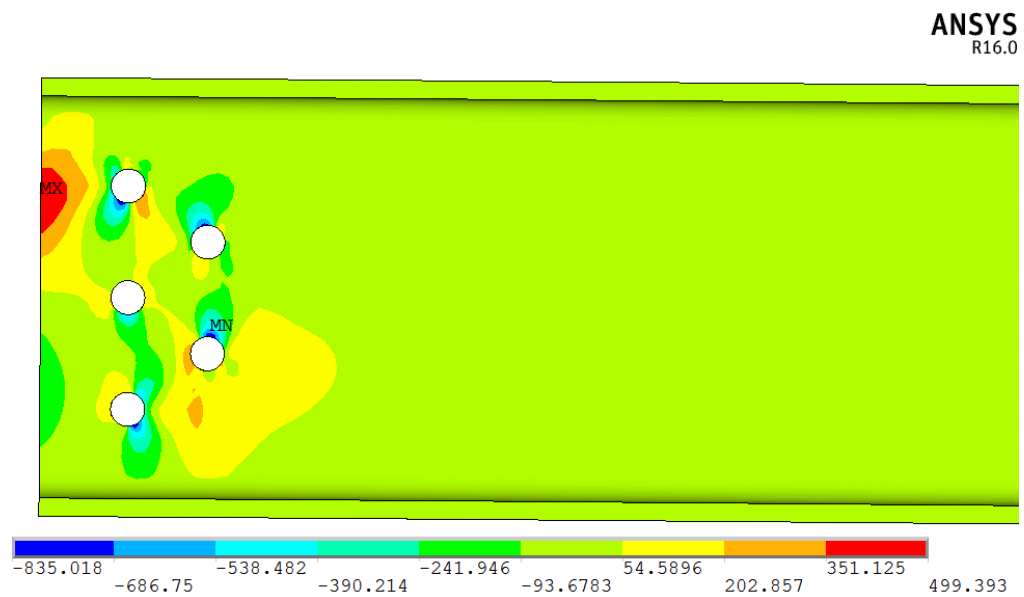


Figura 4.17 – Tensões locais na viga para a combinação 7

A Figura 4.18 apresenta a discretização da tensão local no furo:

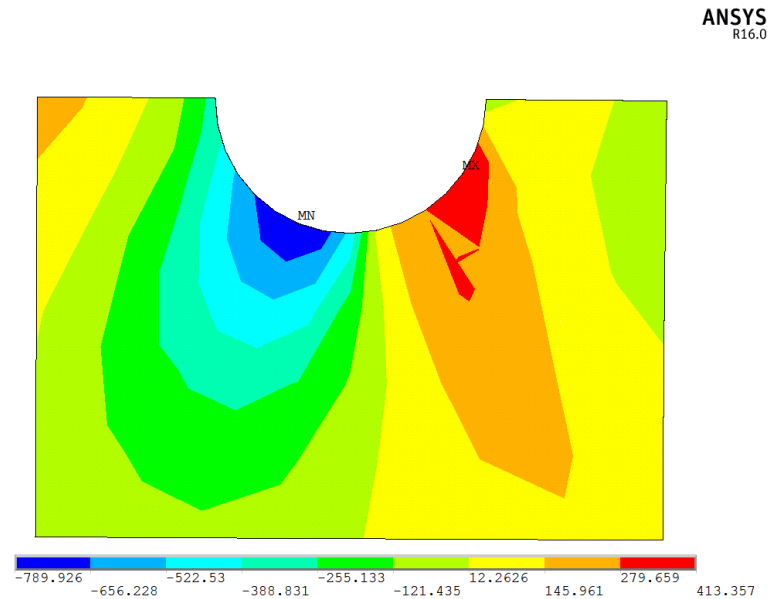


Figura 4.18 – Tensões locais no furo para a combinação 7

O Quadro 4.8 mostra as gamas de deformações locais, obtidas pela equação 4.2, o número de ciclos de falha (N_f) pelo método SWT (equação 4.3) e o número de reversões de falha ($2N_f$):

Quadro 4.8. – Deformações locais e número de ciclos de falha para as oito combinações

Combinação	ΔF (kN)	FKN	FTOLN	Pré-esforço (MPa)	$\Delta\sigma_{loc}$ (MPa)	$\Delta\epsilon_{loc}$	N_f	$2N_f$
1	25	0.1	0.01	30	366.0	0.001785	227162	454325
2		0.1	0.1	30	326.0	0.001589	754730	1509459
3		1.0	0.01	30	392.6	0.001916	118313	236625
4		1.0	0.1	30	369.2	0.001800	208807	417614
5		0.1	0.01	20	402.3	0.001964	95663	191325
6		0.1	0.1	20	370.1	0.001805	203977	407955
7		1.0	0.01	20	413.4	0.002020	76133	152267
8		1.0	0.1	20	404.4	0.001975	91510	183021

Como seria de esperar, as quatro últimas combinações (5 a 8) espelham aquilo que acontece nas primeiras quatro combinações (1 a 4). As tensões locais foram superiores para FKN=1.0, quando comparado com FKN=0.01, o que traduz um domínio da deformação em massa (alteração da geometria) sobre a deformação por flexão [77]. A variação do fator FTOLN mostra que uma menor penetração

(FTOLN=0.01, equivalente a 1% da espessura) produz tensões superiores. Desta forma, a combinação mais desfavorável é aquela que combina estes dois valores – combinação 7.

O modelo foi então simulado mais duas vezes com as condições da combinação 7, mas desta vez para carregamentos de 20kN e 15kN. Os quadros Quadro 4.9 e Quadro 4.10 resumem os resultados:

Quadro 4.9. – Tensões locais máximas no furo da viga e número de ciclos de falha para a secção com furos

ΔF (kN)	FKN	FTOLN	Pré- esforço (MPa)	$\Delta\sigma_{loc}$ (MPa)	$\Delta\epsilon_{loc}$	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N_f	$2N_f$
25	1.0	0.01	20	413.4	0.002020	161.4	76133	152267
20				284.7	0.001387	129.1	3545626	7091253
15				203.2	0.000990	96.9	213159162	426318323

Quadro 4.10. – Tensões locais máximas na extremidade da viga e número de ciclos de falha para a secção sem furos

ΔF (kN)	FKN	FTOLN	Pré- esforço (MPa)	$\Delta\sigma_{loc}$ (MPa)	$\Delta\epsilon_{loc}$	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	N_f	$2N_f$
25	1.0	0.01	20	499.4	0.002495	148.4	19048	38096
20				404.2	0.001974	118.7	91893	183786
15				300.9	0.001467	89.0	1858371	3716742

4.4.4. CURVAS S-N

A Figura 4.19 compara as previsões numéricas da vida à fadiga com a curva S-N experimental e com a curva da classe 71 do EC3, considerada na literatura como apropriada para o dimensionamento de ligações rebitadas [84].

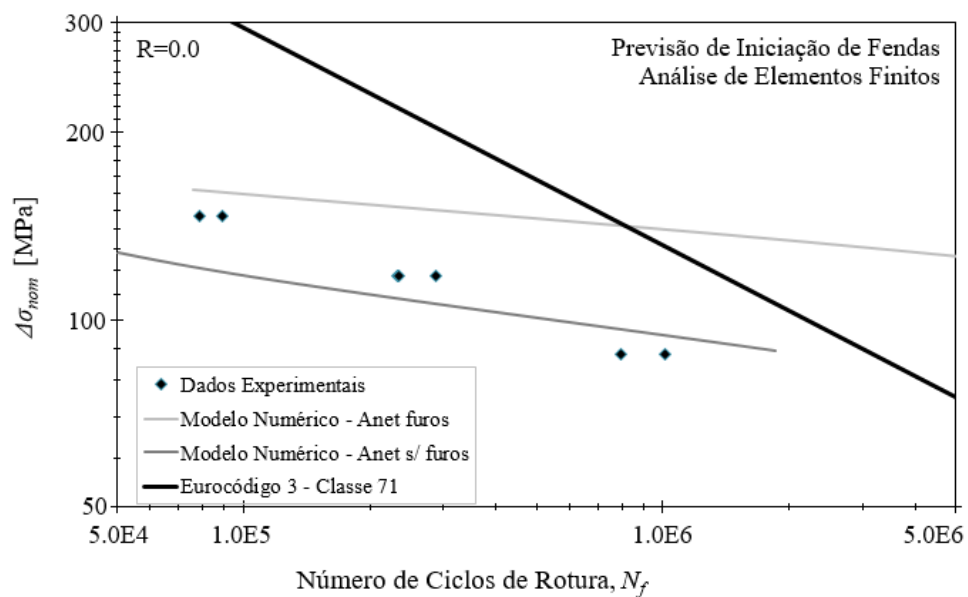


Figura 4.19 – Curvas S-N, comparando os resultados do modelo numérico com o programa experimental e com a curva da classe 71 do EC3

É notória a resistência superior da curva do Eurocódigo 3 (representada a preto) para a fadiga oligocíclica. Para ciclos de fadiga superiores (*high-cycle fatigue*), a resistência à fadiga obtida para os dados experimentais é inferior à correspondente aos modelos numéricos (para ambas as secções consideradas). O próprio autor do programa experimental [34] admite que a qualidade da superfície dos furos do rebite não foi controlada durante o processo de fabrico, o que pode justificar uma vida à fadiga consideravelmente mais reduzida para o programa experimental.

A evolução dos dados do programa experimental sugere, tal como Silva indicou [34], relativa proximidade com a evolução verificada para a curva S-N da classe 71 do EC3. Dado que esta última é baseada num comportamento de propagação de fendas, as amostras rebitadas exibem uma fase de propagação de fendas considerável. O modelo numérico de Silva, simulado para a combinação FKN=1.0 e FTOLN=0.1, confirmou o domínio da fase de propagação de fendas [34]. A simulação para FKN=1.0 e FTOLN=0.01, apresentada em cima, mostra, no entanto, uma diferença de declive significativa quando comparada com a curva da classe 71 do EC3, ditando uma preponderância da fase de iniciação de fendas. Em suma, a alteração dos parâmetros de contacto no modelo de elementos finitos, nomeadamente a penetração, promove alterações significativas no comportamento à fadiga dominante das ligações.

4.5. CONCLUSÕES

Este capítulo apresentou um modelo de elementos finitos de uma ligação rebitada viga-pilar da ponte do Trezói, proposto por Silva no âmbito do projeto FADLESS. Procurou-se avaliar o efeito da variação dos parâmetros de simulação do contacto do código ANSYS®. Ao todo, quatro combinações de rigidez de contacto (parâmetro FKN) e de penetração (parâmetro FTOLN) foram testadas. Observou-se uma influência muito semelhante dos dois parâmetros na avaliação do contacto. Uma combinação da rigidez máxima (FKN=1.0) com pouca penetração (FTOLN=0.01) conduziu aos valores máximos de pré-esforço no rebite.

Numa segunda fase do trabalho, e procurando estimar a influência da fase de iniciação de fendas neste detalhe estrutural, o modelo de elementos finitos foi simulado para oito combinações diferentes. O pilar não se encontra representado no modelo. A análise das tensões locais revelou uma tensão máxima no canto da viga, que deverá estar associada à adoção de uma rotação nula na simulação da ligação viga-pilar. Neste caso, as ligações transmitem a força de corte também para os membros em redor [80]. Por essa razão, foram adotados os valores das tensões localizadas no furo na avaliação da combinação mais desfavorável. Corroborando a observação anterior, revelou-se que a combinação dos fatores $FKN=1.0$ e $FTOLN=0.01$ originaram as tensões mais elevadas no furo. De facto, numa ligação rebitada é de esperar o domínio da deformação em massa (rotura por corte dos rebites, rompimento da chapa de ligação na extremidade ou ao longo de uma linha de rebites) sobre a deformação por flexão (peças com rigidez considerável). Também uma penetração equivalente a 1% da espessura ($FTOLN=0.01$) deverá ser mais adequada para uma ligação de aço.

Por último, a comparação das curvas S-N numéricas com os dados experimentais para ciclos de fadiga superiores (*high-cycle fatigue*) revelou uma resistência à fadiga consideravelmente inferior à correspondente aos modelos numéricos (para ambas as secções consideradas). A relativa proximidade na evolução dos dados experimentais e da curva da classe 71 do EC3 traduz uma fase de propagação de fendas considerável. O modelo numérico de Silva, simulado para a combinação $FKN=1.0$ e $FTOLN=0.1$, confirmou este domínio. No entanto, o mesmo não acontece para as curvas do modelo numérico simulado neste trabalho ($FKN=1.0$ e $FTOLN=0.01$). Estas diferenças mostram que a alteração dos parâmetros de contacto no modelo de elementos finitos promove alterações significativas no comportamento à fadiga dominante das ligações.

5

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

5.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES

A Ponte do Trezói tem sido objeto de estudo extensivo, tanto em projetos de investigação como a nível académico. Neste trabalho, foi utilizado o modelo numérico de António Silva para uma ligação rebitada da ponte, com o objetivo de avaliar o impacto da variação dos parâmetros de contacto do código ANSYS® na avaliação da fase de iniciação de fendas.

Em primeiro lugar, foi conduzida uma avaliação da influência dos parâmetros de contacto FKN e FTOLN do código ANSYS®. Verificou-se que a rigidez de contacto máxima, típica da deformação em massa (alteração da geometria) conduz a valores de pré-esforço superiores aos verificados para um caso de deformação dominada pela flexão ($FKN=0.1$). A redução da penetração ($FTOLN=0.01$ para $FTOLN=0.1$) tem uma influência considerável no pré-esforço quando acompanhada de uma rigidez de contacto inferior ($FKN=0.1$) – quase 50% de diminuição. Para uma rigidez de contacto superior, o aumento do FTOLN tem um peso menor no pré-esforço, mas ainda apreciável – cerca de 25% de redução. A semelhança entre as combinações com rigidez de contacto máxima/elevada penetração e rigidez de contacto mínima/reduzida penetração permite concluir que os dois parâmetros têm a mesma influência na avaliação do contacto.

A simulação do modelo numérico confirmou a combinação de $FKN=0.1$ e $FTOLN=0.01$ como a mais desfavorável, ou seja, aquela que conduziu às tensões locais mais elevadas no furo da viga. Embora tenham surgido tensões superiores na secção da viga, estas deveram-se à adoção de uma rotação nula na simulação da ligação viga-pilar.

A comparação das curvas S-N revelou diferenças de comportamento entre as curvas numéricas e os dados experimentais. As primeiras revelaram uma preponderância da fase de iniciação de fendas, ao passo que os segundos mostraram uma evolução próxima de uma curva característica de propagação (curva S-N da classe 71 do EC3). Este último comportamento foi confirmado por Silva no seu trabalho, para uma combinação dos fatores de contacto $FKN=1.0$ e $FTOLN=0.1$. No entanto, Silva admite que um maior controlo da qualidade da superfície dos furos do rebite durante o processo de fabrico poderia ter originado valores da vida à fadiga significativamente superiores, o que, por sua vez, é mais coerente com a curva obtida para a simulação da combinação $FKN=1.0$ e $FTOLN=0.01$ realizada neste trabalho. Desta forma, para a ligação em estudo, a alteração dos parâmetros de contacto no modelo de elementos finitos promove alterações significativas nas análises de vida à fadiga. É importante mencionar, no entanto, que esta curva do EC3 não se refere explicitamente a ligações rebitadas, embora habitualmente

seja considerada na literatura como apropriada para o seu dimensionamento [84]. Não é claro, neste código de projeto, quais as condições de carga ou a configuração das ligações que geram tais curvas.

5.2. TRABALHOS FUTUROS

Apesar da ampla investigação já desenvolvida por Silva na Ponte do Trezói, as limitações encontradas ao longo do presente trabalho motivam possíveis aperfeiçoamentos no futuro. Como primeira sugestão, a realização de um estudo paramétrico mais completo, variando o coeficiente de atrito ou a fenda de iniciação, por exemplo. É também pertinente a consideração no modelo numérico do comportamento rotacional da ligação viga-pilar. Outra possibilidade seria a realização de testes experimentais complementares, eventualmente com amostras de geometria diferente. Por último, sugere-se o desenvolvimento de uma abordagem probabilística, que permita ter em conta as muitas fontes de dispersão dos resultados de fadiga (variabilidade do material ou variáveis de produção, por exemplo).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Collette, Q. *Riveted Connections in Historical Metal Structures (1840-1940). Hot-driven Rivets: Technology, Design and Experiments*. Doctor in de Ingenieurswetenschappen, Vrije Universiteit Brussel, 2014.
- [2] de Jonge, A. R. *Riveted Joints: a critical review of the literature covering their development*. ASME (American Society of Mechanical Engineers), New York, 1945.
- [3] O'Sullivan, M. *Assessment Procedures for Structural Wrought Iron*. University of Manchester, Manchester, 2013.
- [4] Simmons, D. A. *The Continuous Clatter: Practical Field Riveting*. The Journal of the Society for Industrial Archaeology, 1997, 23 (2), pp. 4-20.
- [5] Rumpf, J. L. Riveted and Bolted Connections. In *Structural Steel Design*, 562, The Ronald Press, New York, 1964.
- [6] Truijens, P. *Klinken: een Historische Verbindingswijze voor Staalconstructies*. Monumenten en Landschappen, 2001.
- [7] <https://kleesbutterfly.com/2015/02/13/brussels-belgium-parc-du-cinquantenaire-and-royal-museums-of-art-and-history>. 07/04/2016.
- [8] <https://www.nationaltrust.org.uk/conwy-suspension-bridge>. 07/04/2016.
- [9] Suresh, S. *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, Cambridge, 2001.
- [10] Albuquerque, C. *Advanced Methodologies for the Assessment of the Fatigue Behaviour of Railway Bridges*. Dissertation for the degree of Doctor in Civil Engineering, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2015.
- [11] Bauschinger, J. On the change of the elastic limit and the strength of iron and steel, by drawing out, by heating and cooling in *Minutes of Proceedings of the Institution of Civil Engineers with Other Selected and Abstracted Papers*, 1886, 87, pp. 463-465, Munich.
- [12] Buciumeanu, M., Palaghian, L., Miranda, A.S. & Silva, F.S. *Fatigue life predictions including the Bauschinger effect*. International Journal of Fatigue, 2011, 33, pp. 145-152.
- [13] Dowling, N. E. *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. Prentice Hall, 2007.
- [14] Palmgren, A. Z. *Die Lebensdauer von Kugellagern*. Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure, 1924, 68, pp. 339-341.
- [15] Miner, M. A. *Cumulative damage in fatigue* Journal of Applied Mechanics, 1945, 67, A159-A164.
- [16] Sonsino, C. M. *Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety*. International Journal of Fatigue, 2007, 29, pp. 2246-2258.
- [17] Irwin, G. R. *Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate*. Journal of Applied Mechanics, 1957, 79, pp. 361-364.
- [18] Paris, P. C., Gomez, M. P. & Anderson, W. E. *A Rational Theory of Fatigue*. The Trend in Engineering, 1961, 13, pp. 9-14.

- [19] Correia, J. A. F. O. *An Integral Probabilistic Approach for Fatigue Lifetime Prediction of Mechanical and Structural Components*. Dissertation for the degree of Doctor in Civil Engineering, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2014.
- [20] CEN. *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-9: Fatigue*. CEN, 2010.
- [21] BSI. *BS5400: Steel, concrete and composite bridges. Part 10: Code of practice for fatigue*. BSI, 1980.
- [22] AASHTO. *LRFD Bridge Design Specifications*. AASHTO, Washington D.C., 2012.
- [23] Fricke, W. & Paetzold, H. *Full-scale fatigue tests of ship structures to validate the S-N approaches for fatigue strength assessment*. *Marine Structures*, 2010, 23, pp. 115-130.
- [24] Ellyin, F. *Fatigue damage, crack growth and life prediction*. Chapman & Hall, 1997.
- [25] Morrow, J. D. *Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals*. *Int Frict Damp Cyclic Plast ASTM STP*, 1965, 378, pp. 45-87.
- [26] Morrow, J. D., Socie, D. F. *Evolution of fatigue crack initiation life prediction methods. Materials, experimentation and design in fatigue: Proceedings of Fatigue*. Warwick University, England, E. Sherratt and J.B. Sturgeon JB (Editors), Westbury House, Guildford, 1981, pp. 3-21.
- [27] Dowling, N. E. *Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture and fatigue*. Second Edition. Prentice Hall, Inc. Upper Saddle River, 1999.
- [28] Ramberg, W., Osgood W. R. *Description of stress-strain curves by three parameters*. NACA tech, note 902, 1943.
- [29] Smith, K. N., Watson, P., Topper, T. H. *A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals*. *Journal of Materials*, 1970, 5(4), pp. 767-78.
- [30] Chan, K. S., Miller, A. K. *Prediction of fatigue failure in structural alloys: initiation and crack propagation*. *International Symposium for Testing and Failure Analysis*. ASM International, Metals Park, OH, pp. 272-279.
- [31] Ellyin, F., Kujawski, D. *An energy-based fatigue failure criterion. Microstructure and Mechanical Behaviour of Materials, Vol. II (eds. Gu H, He J)*, EMAS, West Midlands, UK; pp. 541-600.
- [32] Kujawski, D., Ellyin, F. *A unified approach to mean stress effect on fatigue threshold conditions*. *International Journal of Fatigue*, Vol. 17, No. 2, pp. 101-106.
- [33] Krueger, R. *Virtual crack closure technique: History, approach, and applications*, *Applied Mechanics Reviews*, 2004, pp. 109-143.
- [34] Silva, A. *Advanced Methodologies for the Fatigue Analysis of Representative Details of Metallic Bridges*. Dissertation for the degree of Doctor in Civil Engineering, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2015.
- [35] Paris, P., Erdogan, F. *A critical analysis of crack propagation laws*, *Journal of Basic Engineering*, 1963, 85, pp. 528-534.
- [36] Walker, E. K. *The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7076-T6 aluminum*. In *Effect of environment and complex load history on fatigue life*, 1-14, *ASTM STP 462*, Philadelphia, pp. 1970.
- [37] Forman, R. G. *Study of fatigue crack initiation from flaws using fracture mechanics theory*. *Engineering Fracture Mechanics*, 1972, 4(2), pp. 333-345.

- [38] Hartman, A., Schijve, J. *The Effects of Environment and Load Frequency on the Crack Propagation law for Macro Fatigue Crack Growth in Aluminum Alloys*. Engineering Fracture Mechanics, 1970, 1(4), pp. 615-631.
- [39] Righiniotis, T. D., Imam, B. M., & Chryssanthopoulos, M. K. *Fatigue analysis of riveted railway bridge connections using the theory of critical distances*. Engineering Structures, 2008, 30(10), 2707-2715.
- [40] Neuber, H. *Theory of notch stresses: Principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*. Springer, 1958, Berlin.
- [41] Peterson, R. E. Notch sensitivity. In *Metal fatigue*, pp. 293-306, by Sines, G., Waisman, J. L., McGraw Hill, New York, 1959.
- [42] Taylor, D. *Geometrical effects in fatigue: A unifying theoretical model*. Int J Fatigue, 1999, 21(5), pp. 413–20.
- [43] Bellett, D., Taylor, D., Marco, S., Mazzeo, E., Guillois, J., Pircher, T. *The fatigue behaviour of three-dimensional stress concentrations*. Int J Fatigue, 2005, 27(3), pp. 207–21.
- [44] Taylor, D., Wang, G.. *The validation of some methods of notch fatigue analysis*. Fatigue Fract Engng Mater Struct, 2000, 23(5), pp. 387–94.
- [45] Taylor, D., Bologna, P., Bel Knani, K. *Prediction of fatigue failure location on a component using a critical distance method*. Int J Fatigue, 2000, 22(9), pp. 735–42.
- [46] Taylor, D. *Analysis of fatigue failures in components using the theory of critical distances*. Engng Fail Anal, 2005, 12(6), pp. 906–14.
- [47] Susmel, L., Taylor, D. *Fatigue design in the presence of stress concentrations*. J Strain Anal Eng Design, 2003, 38(5), pp. 443–52.
- [49] Dowling, N. E., Begley, J. A. Fatigue crack growth during gross plasticity and the J integral. In *Mechanics of Crack Growth*, pp. 82-105, ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1976.
- [50] Wheeler, O. E. *Spectrum Loading and Crack Growth*. Journal of Basic Engineering, March 1972, 94, pp. 181-186.
- [51] Borg, J., Engle, R. M., Wood, H. A. *A crack growth retardation model using an effective stress concept*. Air Force Flight Dynamic Laboratory, Report AFFDL-TR71-1, 1971, Dayton.
- [52] Elber W. *Fatigue crack closure under cyclic tension*. Engineering Fracture Mechanics, 1970, 2, pp. 37-45.
- [53] Elber W. *The significant of fatigue crack closure*. In: *Damage tolerance in aircraft structures*, ASTM STP 486, 1971, pp. 230-242, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA.
- [54] Castillo, E., Fernández-Canteli, A., Siegele, D. *Obtaining S-N curves from crack growth curves: an alternative to self-similarity*, Int. J. Fracture, 2014, Vol. 187, pp. 159-172.
- [55] Schütz, W. A. *History of Fatigue*. Eng. Fract. Mech, 1996, 54, pp. 263–300.
- [56] Correia, J. A. F. O., Blasón, S., De Jesus, A. M. P., Canteli, A. F., Moreira, P. M. G. P., & Tavares, P. J. *Fatigue life prediction based on an equivalent initial flaw size approach and a new normalized fatigue crack growth model*. Engineering Failure Analysis, 2016.

- [57] De Jesus, A. M., Pinto, H., Fernández-Canteli, A., Castillo, E., & Correia, J. A. *Fatigue assessment of a riveted shear splice based on a probabilistic model*. International Journal of Fatigue, 2010, 32(2), pp. 453-462.
- [58] de Jesus, A. M., da Silva, A. L., & Correia, J. A. *Fatigue of riveted and bolted joints made of puddle iron—A numerical approach*. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 102, pp. 164-177.
- [59] Sanches, R. F., de Jesus, A. M., Correia, J. A., Da Silva, A. L. L., & Fernandes, A. A. *A probabilistic fatigue approach for riveted joints using Monte Carlo simulation*. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 110, pp. 149-162.
- [60] Kalnins, A. *Fatigue Analysis in Pressure Vessel Design by Local Strain Approach: Methods and Software Requirements*. Journal of pressure vessel technology, 2006, 128(1), pp. 2-7.
- [61] Correia, J. A., De Jesus, A. M., & Fernández-Canteli, A. *Local unified probabilistic model for fatigue crack initiation and propagation: application to a notched geometry*. Engineering Structures, 2013, 52, pp. 394-407.
- [62] Noroozi, A. H., Glinka, G., Lambert, S. *A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis*. Int J Fatigue, 2005, 27, pp. 1277-96.
- [63] Castillo, E., Fernández-Canteli, A. *A unified statistical methodology for modeling fatigue damage*. Springer, 2009.
- [64] Correia, J. A. F. O., De Jesus, A. M. P., Fernández-Canteli, A. *A procedure to derive probabilistic fatigue crack propagation data*. International Journal of Structural Integrity, 2012, Vol. 3, No. 2, pp. 158-183.
- [65] ASTM - American Society for Testing and Materials. ASTM E606-92: Standard Practice for Strain Controlled Fatigue Testing. In *Annual Book of ASTM Standards, Part 10*, 1998, pp. 557-571.
- [66] CEN. *BS EN 10025-2:2004: Hot rolled products of structural steels — Part 2: Technical delivery conditions for non-alloy structural steels*. CEN, 2004.
- [67] http://www.steelconstruction.info/Steel_material_properties. 05/05/2016.
- [68] ASTM - American Society for Testing and Materials. *E647-9: Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates*, 1999, 03.01, pp. 591-629, West Conshohocken, PA.
- [69] ASTM E647-00. *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*. ASTM International, 2000.
- [70] ISO 7539-6. *Corrosion of metals and alloys - Stress corrosion testing - Part 6: Preparation and use of pre-cracked specimens for tests under constant load or constant displacement*. 2nd Ed, 2003.
- [71] Correia, J. A. F. O. *Desenvolvimento de modelos de previsão da vida à fadiga de ligações rebitadas*. Dissertation for the degree of Master in Civil Engineering, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, 2008.
- [72] <http://www.cm-mortagua.pt/modules.php?name=Sections&sop=viewarticle&artid=44>. 15/03/2016.
- [73] Lippi, F., Salvatore, W., Braconi, A., Finetto, M., Wenzel, H., De Roeck, G., Peeters, B., Könke C., Zabel, V., Cunha, A. *Fatigue damage control and assessment for railway bridge*, Research Fund for Coal and Steel, Directorate-General for Research and Innovation, 2014.

- [74] American Society for Testing and Materials. *ASTM E739-91: Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain Life (ϵ -N) Fatigue Data*. Annual Book of ASTM Standards, 1991, pp. 597-603.
- [75] Neuber, H. *Theory of Stress Concentration for Shear-Strain Prismatic Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, Translation of the ASME*. Journal of Applied Mechanics, 1961, 28, pp. 544-550.
- [76] Cui, W., Huang, X., & Wang, F. *Towards a unified fatigue life prediction method for marine structures*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [77] SAS. *ANSYS, Version 12.0*. Swanson Analysis Systems Inc., Houston, 2010.
- [78] Åkesson, B. *Fatigue life of riveted steel bridges*. CRC Press, AK Leiden, 2010.
- [79] <http://www.refer.pt/centro-de-imprensa/linha-da-beira-alta.15/03/2016>.
- [80] Díaz, C., Martí, P., Victoria, M., Querin, O.M. *Review on the modelling of joint behaviour in steel frames*. Journal of Constructional Steel Research, 2011, Vol. 67, No. 5, pp. 741–758.
- [81] ARBED Group. *Profil ARBED*, 2001, pp. 22-23.
- [82] CEN. *Eurocódigo 3: Projeto de Estruturas de Aço - Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*. CEN, 2010.
- [83] Marques, F. *Fatigue assessment of old riveted railway bridges*. Dissertation for the degree of Doctor in Civil Engineering, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2016.
- [84] Taras, A., Greiner, R., *Development and Application of a Fatigue Class Catalogue for Riveted Bridge Components*, Institute for Steel Structure and Shell Structure, Graz, 2009.